

室蘭工業大学研究報告．理工編 第36号 全1冊

その他（別言語等） のタイトル	Memoirs of the Muroran Institute of Technology. Science and engineering vol.36
journal or publication title	Memoirs of the Muroran Institute of Technology. Science and engineering
volume	36
year	1986-11-30
URL	http://hdl.handle.net/10258/2776

(ISSN 0580-2415)
(CODEN : MKDKBC)

室 蘭 工 業 大 学
研 究 報 告

理 工 編

第 36 号
昭和61年11月

MEMOIRS
OF
THE MURORAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY
Science and Engineering

NO. 36
Nov., 1986

MURORAN HOKKAIDO
JAPAN

Editing Committee

M. Murozumi	Prof.	<i>Chief Librarian</i>
T. Matsuda	Prof.	<i>Electrical Engineering</i>
T. Kanazuka	Prof.	<i>Industrial Chemistry</i>
H. Shirahata	Asst. Prof.	<i>Mineral Resources Engineering</i>
J. Hozumi	Prof.	<i>Civil Engineering</i>
K. Nishida	Asst. Prof.	<i>Mechanical Engineering</i>
H. Sugawara	Prof.	<i>Metallurgical Engineering</i>
H. Watanabe	Prof.	<i>Chemical Engineering</i>
H. Saito	Prof.	<i>Industrial Mechanical Engineering</i>
T. Arakawa	Prof.	<i>Architecture and Building Engineering</i>
H. Tazawa	Prof.	<i>Electronic Engineering</i>
K. Nakagawa	Asst. Prof.	<i>Applied Material Science</i>
U. Baba	Asst. Prof.	<i>Literature</i>
N. Matsumura	Asst. Prof.	<i>Science</i>
K. Tagashira	Prof.	<i>Mechanical Engineering (Evening Session)</i>
I. Shirotani	Asst. Prof.	<i>Applied Science for Energy</i>

All communications regarding the memoirs should be addressed to the chairman of the committee.

These publications are issued at irregular intervals. They consist of two parts, Science and Engineering and Cultural Science.

室蘭工業大学研究報告 第 36 号

理 工 編

目 次

鉛直荷重を受ける 4 本杭および 5 本杭支持独立フーチングの亀裂荷重に関する研究	大 築 和 夫	1
ネガティブフリクションを受ける建築構造物の三次元有限要素法解析	土 屋 勉	25
腰壁たれ壁付き鉄筋コンクリート柱の剛性と終局強度に関する研究	荒 川 卓 荒 井 康 幸 溝 口 光 男	39
せん断変形を考慮した開断面耐震壁の振り解析	荒 井 康 幸 荒 川 卓 男 溝 口 光 男	55
鉄筋コンクリート造偏心骨組のオンライン振応答実験	溝 口 光 男 荒 川 卓 幸 荒 井 康 幸	77
北海道の生コンクリート工場の実施配合値に対する重回帰分析	後 藤 知 以 野 月 博 征 長 島 弘	91
寒冷地における木造住宅の構法改良に関する研究	鎌 田 紀 彦 鈴 木 大 隆	107
複合交通騒音の不快感の評価に関する研究	泉 清 人	131
室温変動解析における集中定数近似	窪 田 英 樹 鎌 田 紀 彦 鈴 木 大 隆	157
住宅平面計画へのパターン分析手法の適用性に関する研究	黒 沢 和 隆	167
Predictive Calculation for Deflections of Reinforced Concrete Floor Slab Systems. — Part 1 Phocedure —	杉野目 章 井 野 智 土 橋 由 造	185
直流機整流火花エネルギーの実験的考察	鈴 木 好 夫 松 田 敏 彦	203

内圧をうける円環かくの応力測定.....	内 藤 正 鄰 台 丸 谷 政 志 浜 田 恒 平 他 2 名	213
衝撃荷重下における応力 — ひずみ曲線.....	台 丸 谷 政 志 内 藤 田 正 鄰 浜 小野崎 恒 平 佐々木 一 秀之	219
擬似衝撃波に関する研究 (第 1 報 直管路内の擬似衝撃波の発生位置と形状)	杉 山 弘 武 田 樹 張 山 英 平 関 山 雅 人	231
鈍頭物体を過ぎる微粒子を含む超・亜音速流れの実験.....	杉 山 弘 滝 本 明 彦 代 田 隆 大 土 井 弘 典	241
常温以下の気体中の衝撃波伝播と R-12 液中の蒸気泡崩壊に関する実験	前 野 一 夫 雪 田 育 志 花 岡 裕	253
放電混合型 CO ₂ 高速気流レーザーに関する研究 (第 1 報 CO ₂ レーザーの理論的基礎と超音速流の応用実験)	前 野 一 夫 広 瀬 学 花 岡 裕	281
MgO-飽和 CaO-MgO-FetO-SiO ₂ 系スラグと溶鉄間の硫黄 および酸素の分配平衡.....	曹 井 定 今 山 一 博 片 山 博	307
学術研究発表集録 (昭60. 4. 1 ~61. 3. 31)		319

鉛直荷重を受ける4本杭および5本杭支持 独立フーチングの亀裂荷重に関する研究

大 築 和 夫

A Study on Initial Cracking Load in Vertically Loaded Four-Pile and Five-Pile Caps

Kazuo OHTSUKI

Abstract

This paper reports an investigation of initial cracking load in vertically loaded four-pile and five-pile caps.

In this paper sixty four-pile caps and thirty-one five-pile caps were analyzed by three-dimensional elastic finite element method and twenty-six five-pile caps were tested.

The maximum tensile principal stresses on the base of caps obtained from analysis were treated statistically and the equations to estimate the maximum tensile principal stresses were derived.

The calculated initial cracking loads according to the equations derived by the author were compared with the experimental results by the author's tests and with those previous tests by the author and his colleagues.

The calculated initial cracking loads agreed with those experimental results.

1. 緒 言

地下埋設物であるフーチング基礎は構造耐力上最も重要な役割を担っていること、破損の発見が難しくかつ補修が困難であること等から、フーチングに重大な障害を引起す可能性のある亀裂を生じさせることは好ましくないと考える。しかし、この亀裂荷重に関する研究は著者の知る限りでは皆無に等しい。

このような観点に立ち、著者らは先に4本杭支持独立フーチングの可視亀裂荷重(実験で肉眼により亀裂を発見したときの荷重、以降、単に亀裂荷重と言う)について、実験および有限要素法解析の両面から検討^{1~5)}し、亀裂荷重実験値は有限要素法解析値を用いて(1)式により求めた値と良く対応することを明らかにした。

$$P_{cal} = f_b / \sigma_{ana} \quad \dots\dots (1)$$

ここに、 P_{cal} ：亀裂荷重計算値、 $f_b = 1.8\sqrt{F_c}$ ：コンクリートの見掛けの引張強度、 F_c ：実験時のコンクリート標準試験体の圧縮強度、 σ_{ana} ：柱に単位荷重 $P = 1$ を与えて三次元弾性有限要素法解析で求めた板底面の要素面中央点における引張主応力度の最大値

従って、何らかの方法でフーチング板底面の最大引張主応力度が求められれば亀裂荷重を容易に推定することが出来る。しかし、フーチングは周辺条件が複雑なため解析的手法によりそれらを求めることは困難である。そこで本報では4本杭および5本杭支持独立フーチングモデルを三次元有限要素法解析し、その結果得られた板底面の引張主応力度等について検討し、更に引張主応力度の最大値を統計的に整理して、(1)式の $1/\sigma_{ana}$ に代る値を求めるための最大引張主応力度略算式を誘導する。なお、略算式は統計的手法によって導かれるため物理的意味は何等考慮されない。

また、著者らは先に4本杭支持独立フーチングについて、実験試験体の弾性有限要素法解析結果を参照し、板底面における杭を結ぶ対角断面の垂直応力度分布を仮定して材料力学手法により導いた亀裂荷重推定式(後述の(2)式)を提案した。その推定式は、通常設計されていると考えられるフーチングの中でも比較的杭間隔が広く(杭径の3倍以上)、かつ、杭間隔の割に板厚が薄い((板厚/杭間隔)が0.6以下)フーチングモデルの有限要素法解析結果を参照して導かれたものであって、杭間隔が建築学会の建築基礎構造設計規準で定めている既製コンクリート杭の最小間隔(杭径の2.5倍)となるようなフーチングあるいは板厚の厚いフーチングに対するその式の適合性については十分検討されていなかった。それで、4本杭支持独立フーチングについてはこの点についても検討する。

更に、本報で提案する最大引張主応力度略算式による値を用いて(1)式により求めた亀裂荷重計算値と亀裂荷重実験値との比較を行い、本報の式の実物への適合性について検証する。

なお、本報は、既に建築学会北海道支部研究報告集ならびに建築学会大会学術講演梗概集に発表してきた結果^{6~11}をとりまとめ、更に加筆したものである。また、有限要素法解析は、総て北大大型計算機センターの HITAC-M 280 H によった。

2. 4本杭支持独立フーチングの亀裂荷重

2.1 4本杭支持独立フーチングの有限要素法解析モデルについて

図-1に示す4本杭支持独立フーチングについて、杭間隔 ℓ_p 、板厚 D および柱幅 R を変え表-1に示す60モデルについて解析した。モデル名の最初の英字は杭間隔を表わし、R, S, Tの順に夫々杭径の2.5, 3.0, 3.5倍を意味する。次の二組の数字は、前が板厚を、後が柱幅を夫々杭径を単位として表わす。杭径 P_d は35cmとした。なお、柱幅は板平面の要素分割より定めたため必ずしもラウンド・ナンバーとならず、また、杭間隔が異なる場合においても柱幅の取り方は若干異なる。杭心-板縁間距離 ℓ_e は総て杭径の1.5倍とした。

解析には要素内でひずみ分布が線形となる8節点の直交六面体要素を用い、対称性を考慮して全体の1/4について解析した。要素分割の一例を図-2に、各モデルの要素分割数を表-1の右欄に示す。

鉛直荷重を受ける4本杭および5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重に関する研究

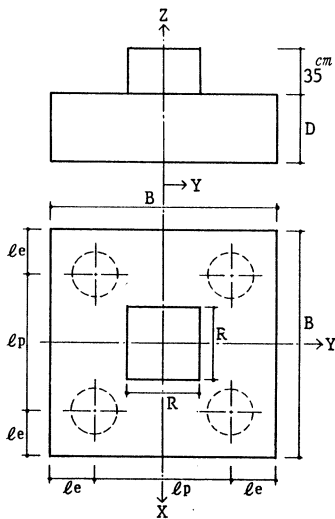


図-1 4本杭支持独立フーチング

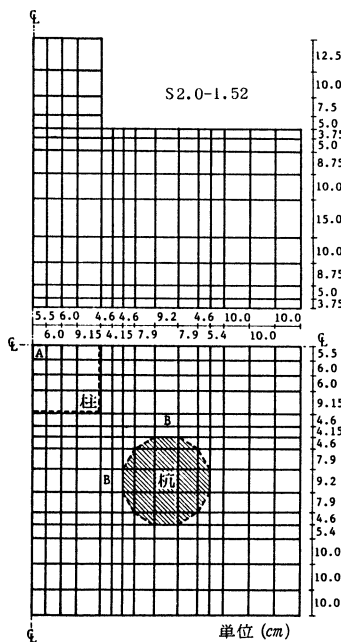


図-2 要素分割例

表-1 4本杭支持独立フーチングの解析モデル一覧

モデル名	板幅 B (cm)	杭間隔 ℓ_p (cm)	板厚 D (cm)	柱幅 R (cm)	分割数 X, Y Z*
R1.5-1.0	192.5	87.5	52.5	35.0	15 8
R2.0-1.0	192.5	87.5	70.0	35.0	15 9
R2.5-1.0	192.5	87.5	87.5	35.0	15 10
R3.0-1.0	192.5	87.5	105.0	35.0	15 11
R1.5-1.29	192.5	87.5	52.5	45.0	15 8
R2.0-1.29	192.5	87.5	70.0	45.0	15 9
R2.5-1.29	192.5	87.5	87.5	45.0	15 10
R3.0-1.29	192.5	87.5	105.0	45.0	15 11
R1.5-1.52	192.5	87.5	52.5	53.3	15 8
R2.0-1.52	192.5	87.5	70.0	53.3	15 9
R2.5-1.52	192.5	87.5	87.5	53.3	15 10
R3.0-1.52	192.5	87.5	105.0	53.3	15 11
R1.5-1.79	192.5	87.5	52.5	62.5	15 8
R2.0-1.79	192.5	87.5	70.0	62.5	15 9
R2.5-1.79	192.5	87.5	87.5	62.5	15 10
R3.0-1.79	192.5	87.5	105.0	62.5	15 11
R1.5-2.02	192.5	87.5	52.5	70.8	15 8
R2.0-2.02	192.5	87.5	70.0	70.8	15 9
R2.5-2.02	192.5	87.5	87.5	70.8	15 10
R3.0-2.02	192.5	87.5	105.0	70.8	15 11
R1.5-2.24	192.5	87.5	52.5	78.3	15 8
R2.0-2.24	192.5	87.5	70.0	78.3	15 9
R2.5-2.24	192.5	87.5	87.5	78.3	15 10
R3.0-2.24	192.5	87.5	105.0	78.3	15 11
S1.5-1.0	210.0	105.0	52.5	35.0	15 8
S2.0-1.0	210.0	105.0	70.0	35.0	15 9
S2.5-1.0	210.0	105.0	87.5	35.0	15 10
S3.0-1.0	210.0	105.0	105.0	35.0	15 11
S1.5-1.52	210.0	105.0	52.5	53.3	15 8
S2.0-1.52	210.0	105.0	70.0	53.3	15 9
S2.5-1.52	210.0	105.0	87.5	53.3	15 10
S3.0-1.52	210.0	105.0	105.0	53.3	15 11
S1.5-1.79	210.0	105.0	52.5	62.5	15 8
S2.0-1.79	210.0	105.0	70.0	62.5	15 9
S2.5-1.79	210.0	105.0	87.5	62.5	15 10
S3.0-1.79	210.0	105.0	105.0	62.5	15 11
S1.5-2.02	210.0	105.0	52.5	70.8	15 8
S2.0-2.02	210.0	105.0	70.0	70.8	15 9
S2.5-2.02	210.0	105.0	87.5	70.8	15 10
S3.0-2.02	210.0	105.0	105.0	70.8	15 11
S1.5-2.29	210.0	105.0	52.5	80.0	15 8
S2.0-2.29	210.0	105.0	70.0	80.0	15 9
S2.5-2.29	210.0	105.0	87.5	80.0	15 10
S3.0-2.29	210.0	105.0	105.0	80.0	15 11
T1.5-1.0	227.5	122.5	52.5	35.0	16 8
T2.0-1.0	227.5	122.5	70.0	35.0	16 9
T2.5-1.0	227.5	122.5	87.5	35.0	16 10
T3.0-1.0	227.5	122.5	105.0	35.0	16 11
T1.5-1.52	227.5	122.5	52.5	53.3	16 8
T2.0-1.52	227.5	122.5	70.0	53.3	16 9
T2.5-1.52	227.5	122.5	87.5	53.3	16 10
T3.0-1.52	227.5	122.5	105.0	53.3	16 11
T1.5-2.02	227.5	122.5	52.5	70.8	16 8
T2.0-2.02	227.5	122.5	70.0	70.8	16 9
T2.5-2.02	227.5	122.5	87.5	70.8	16 10
T3.0-2.02	227.5	122.5	105.0	70.8	16 11
T1.5-2.29	227.5	122.5	52.5	80.0	16 8
T2.0-2.29	227.5	122.5	70.0	80.0	16 9
T2.5-2.29	227.5	122.5	87.5	80.0	16 10
T3.0-2.29	227.5	122.5	105.0	80.0	16 11

* 板厚部分のみ

解析に際しては、柱頭の鉛直(Z)方向変位を拘束し、各杭の反力は等しく、杭反力は板底面の杭位置(以降、反力域と言う)に均等に分布するものとして、それを反力域の各節点に節点力として与えた。荷重は柱頭の全荷重が単位荷重 $P = 1$ となるようにした。なお、反力域は出来るだけ杭の形状に近似させるのが望ましいと考えられるが、別途検討した結果⁶⁾を参照し、計算時間節約のため外周が杭のそれと等しい正十二角形の範囲とし、反力域内の各節点は、その負担面積に応じて反力を負担するものとした。また、鉄筋については別途検討した結果¹²⁾によれば、弾性範囲内ではその影響が差程大きくないので本報では無視した。コンクリートのポアソン比は $1/6$ とした。

2.2 板底面の引張主応力度について

図-3は板底面の要素面中央点について求めた引張主応力度について、板平面中央要素の値に対する各要素のその比を示したものである。なお、図示したのは杭で囲まれた範囲内であり、図中の破線は柱および反力域を示す。図(a)および(b)は、夫々杭間隔 $2.5 P_d$ および $3.0 P_d$ の場合で、上段の値は板厚が $1.5 P_d$ と薄い場合、下段のそれは板厚が $3.0 P_d$ と厚い場合である。これらによると引張主応力度は板厚の薄いものでは杭間隔に拘らず板平面の中央点で最大値を示し、その点から遠ざかるほど小さくなる傾向が見られる。これに対して板厚の厚いものでは杭周囲(反力域の極く周囲を除く)の引張主応力度が他の部分のそれより大きな値となり、杭周囲から遠ざかるほど小さくなる傾向が見られる。また、引張主応力度の最大値は隣接する杭を結ぶ線上で、杭に近い位置(図中の下線を施した部分)に生じ、その線に沿って比較的大きな引張主応力度が生ずる。柱断面の異なる場合には図示していないが、他の諸元が同じならば柱断面の大きいもののほど杭周辺の引張主応力度が大きくなる。

引張主応力度の方向は杭間隔、板厚および

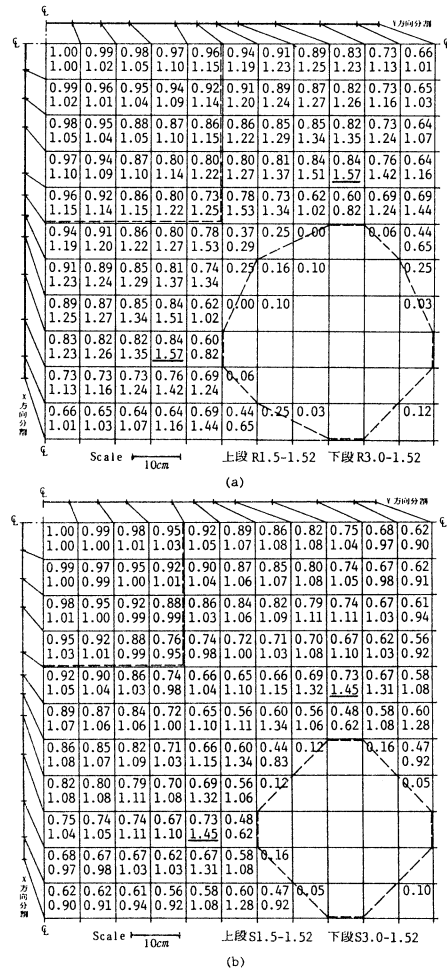


図-3 板底面の引張主応力度の比較

柱断面が変っても差程変化せず、対辺を結ぶ対称軸上ではその軸に直交する方向、板平面对角線上ではその線に平行な方向、隣接する杭間では杭位置を極として紡錘形を形づくる方向である。

前述のように板底面の引張主応力度の最大値は板平面中央部(図-2のA点)あるいは隣接する杭を結ぶ線上の杭付近(図-2のB点)に生ずる。表-2はこのA点およびB点の引張主応力度 σ_A および σ_B 並びに両者の比 σ_B/σ_A を示したものである。これによると板厚が厚く、柱幅が広く、杭間隔の狭いものほどB点の引張主応力度がA点のそれより大きくなる。

これは、H.T.Yan¹³⁾、J.Blénot and R. Frémy¹⁴⁾が述べているアーチ作用によるものと考えられる。すなわち、柱に作用する鉛直力は、その一部が柱脚と杭頭を結ぶ方向の圧縮力として直接杭支点に伝達され、杭支点上ではその圧縮力の垂直成分は杭支点の鉛直反力と釣合い、水平成分は杭間を結ぶ水平方向の応力と釣合うと考えられる。従って、板厚の厚いもの、柱幅の広いものおよび杭間隔の狭いものほど柱脚から杭支点に圧縮力として直接伝達される力の割合が多くなり、杭支点上での水平力も大きくなって杭周辺に大きな引張力を生ずることになったと考えられる。なお、著者らが以前に実験および有限要素法解析⁵⁾した4本杭支持独立フーチングのプロポーシオンは、本解析で板平面中央部(A点)に引張主応力度の最大値が生ずるとされるものの範囲にある。

2.3 4本杭支持独立フーチングの亀裂荷重推定式との比較

先に述べたように著者らは4本杭支持独立

表-2 板底面の引張主応力度および既往の式との比較

モデル名	A点 σ_A	B点 σ_B	σ_B/σ_A	[$1 \cdot 10^{-4} / \text{cm}^2$]	
				(2) 式の係数 Q_{cal}	σ_{ana}/Q_{cal}
R1.5-1.0	2.879	2.010	0.70	2.851	1.01
R2.0-1.0	1.552	1.414	0.91	1.603	0.97
R2.5-1.0	0.958	1.120	1.17	1.026	1.09
R3.0-1.0	0.647	0.947	1.46	0.713	1.33
R1.5-1.29	2.499	1.919	0.77	2.361	1.06
R2.0-1.29	1.410	1.364	0.97	1.328	1.06
R2.5-1.29	0.892	1.090	1.22	0.850	1.28
R3.0-1.29	0.611	0.927	1.52	0.590	1.57
R1.5-1.52	2.176	1.827	0.84	2.008	1.08
R2.0-1.52	1.282	1.316	1.03	1.130	1.16
R2.5-1.52	0.831	1.061	1.28	0.723	1.47
R3.0-1.52	0.578	0.908	1.57	0.502	1.81
R1.5-1.79	1.834	1.710	0.93	1.663	1.10
R2.0-1.79	1.138	1.256	1.10	0.935	1.34
R2.5-1.79	0.760	1.025	1.35	0.599	1.71
R3.0-1.79	0.539	0.885	1.64	0.416	2.13
R1.5-2.02	1.551	1.595	1.03	1.385	1.15
R2.0-2.02	1.011	1.199	1.19	0.779	1.54
R2.5-2.02	0.695	0.991	1.43	0.499	1.99
R3.0-2.02	0.502	0.863	1.72	0.346	2.49
R1.5-2.24	1.315	1.482	1.13	1.159	1.28
R2.0-2.24	0.897	1.142	1.27	0.652	1.75
R2.5-2.24	0.635	0.958	1.51	0.417	2.30
R3.0-2.24	0.467	0.842	1.80	0.290	2.91
S1.5-1.0	3.254	1.943	0.60	3.175	1.03
S2.0-1.0	1.743	1.381	0.79	1.786	0.98
S2.5-1.0	1.060	1.110	1.05	1.143	0.97
S3.0-1.0	0.709	0.952	1.34	0.794	1.20
S1.5-1.52	2.511	1.826	0.73	2.388	1.05
S2.0-1.52	1.457	1.317	0.90	1.343	1.08
S2.5-1.52	0.928	1.069	1.15	0.860	1.24
S3.0-1.52	0.637	0.924	1.45	0.597	1.55
S1.5-1.79	2.153	1.754	0.82	2.057	1.05
S2.0-1.79	1.310	1.278	0.98	1.157	1.13
S2.5-1.79	0.857	1.044	1.22	0.741	1.41
S3.0-1.79	0.598	0.907	1.52	0.514	1.76
S1.5-2.02	1.844	1.677	0.91	1.789	1.03
S2.0-2.02	1.173	1.238	1.06	1.006	1.23
S2.5-2.02	0.789	1.019	1.29	0.644	1.58
S3.0-2.02	0.561	0.890	1.59	0.447	1.99
S1.5-2.29	1.529	1.578	1.03	1.520	1.04
S2.0-2.29	1.025	1.186	1.16	0.811	1.39
S2.5-2.29	0.712	0.988	1.39	0.547	1.81
S3.0-2.29	0.517	0.869	1.68	0.380	2.29
T1.5-1.0	3.595	1.825	0.51	3.427	1.05
T2.0-1.0	1.924	1.303	0.68	1.927	1.00
T2.5-1.0	1.163	1.055	0.91	1.234	0.94
T3.0-1.0	0.770	0.913	1.19	0.857	1.07
T1.5-1.52	2.811	1.743	0.62	2.692	1.04
T2.0-1.52	1.626	1.261	0.78	1.514	1.07
T2.5-1.52	1.025	1.027	1.00	0.969	1.06
T3.0-1.52	0.696	0.892	1.28	0.673	1.33
T1.5-2.02	2.107	1.643	0.78	2.120	0.99
T2.0-2.02	1.327	1.208	0.91	1.192	1.11
T2.5-2.02	0.881	0.993	1.13	0.763	1.30
T3.0-2.02	0.618	0.868	1.40	0.530	1.64
T1.5-2.29	1.784	1.584	0.89	1.859	0.96
T2.0-2.29	1.177	1.175	1.00	1.045	1.13
T2.5-2.29	0.805	0.973	1.21	0.669	1.45
T3.0-2.29	0.575	0.854	1.49	0.465	1.84

フーチングの亀裂荷重推定式として(2)式を提案⁵⁾した。

$$P_{cal} = \{2 \cdot (\ell + \sqrt{2}R)D^2 / (3\ell - 2\sqrt{2}R)\} \cdot f_b \quad \dots\dots (2)$$

ここに、 ℓ ：対角杭間の距離、 D ：板厚、 R ：柱幅、 f_b ：(1)式に同じ

(2)式の f_b の係数の逆数(σ_{cal})は(1)式の σ_{ana} に対応する。この σ_{cal} と σ_{cal} に対する本解析値の σ_{ana} の比を表-2の(2)式の係数欄に示す。なお、 σ_{ana} は σ_A と σ_B のうち大きい方の値を用いた。これによると(2)式を導く際に参照した範囲のプロポーションのものについては、比の値は1.0に近い値となり、本解析値と(2)式の値は対応するが、その範囲外のプロポーションのものでは、両者の値は大きく掛け離れている。

従って、著者らが先に提案した4本杭支持独立フーチングの亀裂荷重推定式の適用範囲は限定されると考えられ、通常設計されているフーチングを網羅したかたちの亀裂荷重式を見い出す必要がある。

2.4 解析結果に基づく板底面の最大引張主応力度略算式について

亀裂荷重は先に述べたように(1)式により推定し得るので、ここでは解析結果を整理して、(1)式の $1/\sigma_{ana}$ に代るものとして $1/\sigma_{cal}$ を求めることにする。 $1/\sigma_{cal}$ を求めるに際し、変数として杭間隔 ℓ_p 、板厚 D 、柱幅 R および杭径 P_d を取り上げる。そして、式に一般性を持たせ、変数を減じるために杭径を単位として、夫々の変数および解析値の σ_{ana} を次のように無次元化して用いる。

杭間隔： $\lambda = \ell_p/P_d$ 、板厚： $\kappa = D/P_d$ 、柱幅： $\lambda = R/P_d$ 、引張主応力度： $\sigma_o = \sigma_{ana} \cdot P_d^2$

ただし、 σ_{ana} は柱に単位荷重 $P = 1$ を作用させたときの引張主応力度($\text{kg}/\text{kg} \cdot \text{cm}^2$)

また、引張主応力度の最大値は板平面中央部(A点)と杭付近(B点)のいずれかに生じたので、この両者を別々の式で求め、それらのうち大きい方の値を用いて亀裂荷重を求めるものとする。

図-4は $1/\sigma_{cal}$ に対応させるため σ_o の逆数 $1/\sigma_o$ と板厚 κ の関係を杭間隔 μ 毎に柱幅 λ をパラメーターとして示したものである。これによるとA点の $1/\sigma_o$ と板厚 κ の間には下に凸となる曲線関係が見られ、B点のそれには上に凸の曲線関係が見られる。

i) A点の $1/\sigma_{cal}$ 略算式

図-4(a)~(c)に見られる $1/\sigma_o$ と板厚の関係を(3)式で近似させる。

$$1/\sigma_{cal} = a + b\kappa^2 \quad \dots\dots (3)$$

解析結果の $1/\sigma_o$ の値(表-5)を用いて(3)式の a および b を最小二乗法で求めると表-3のようになる。この a について、横軸に λ^2/μ を取ってプロットすると図-5のようになり、これを二次曲線で近似させると(4)式を得る。図中の実線は(4)式を示す。

$$a = -0.90 + 0.86(\lambda^2/\mu) + 0.40(\lambda^2/\mu)^2 \quad \dots\dots (4)$$

また、 b について杭間隔 μ をパラメーターとして柱幅との関係でプロットすると図-6のようになる。これを直線式 $b = A + B\lambda$ で近似させるとして最小二乗法で A および B を求めると夫々図中の式を得る。更に、これらの式の A および B を杭間隔 μ との関係でプロットすると図

鉛直荷重を受ける4本杭および5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重に関する研究

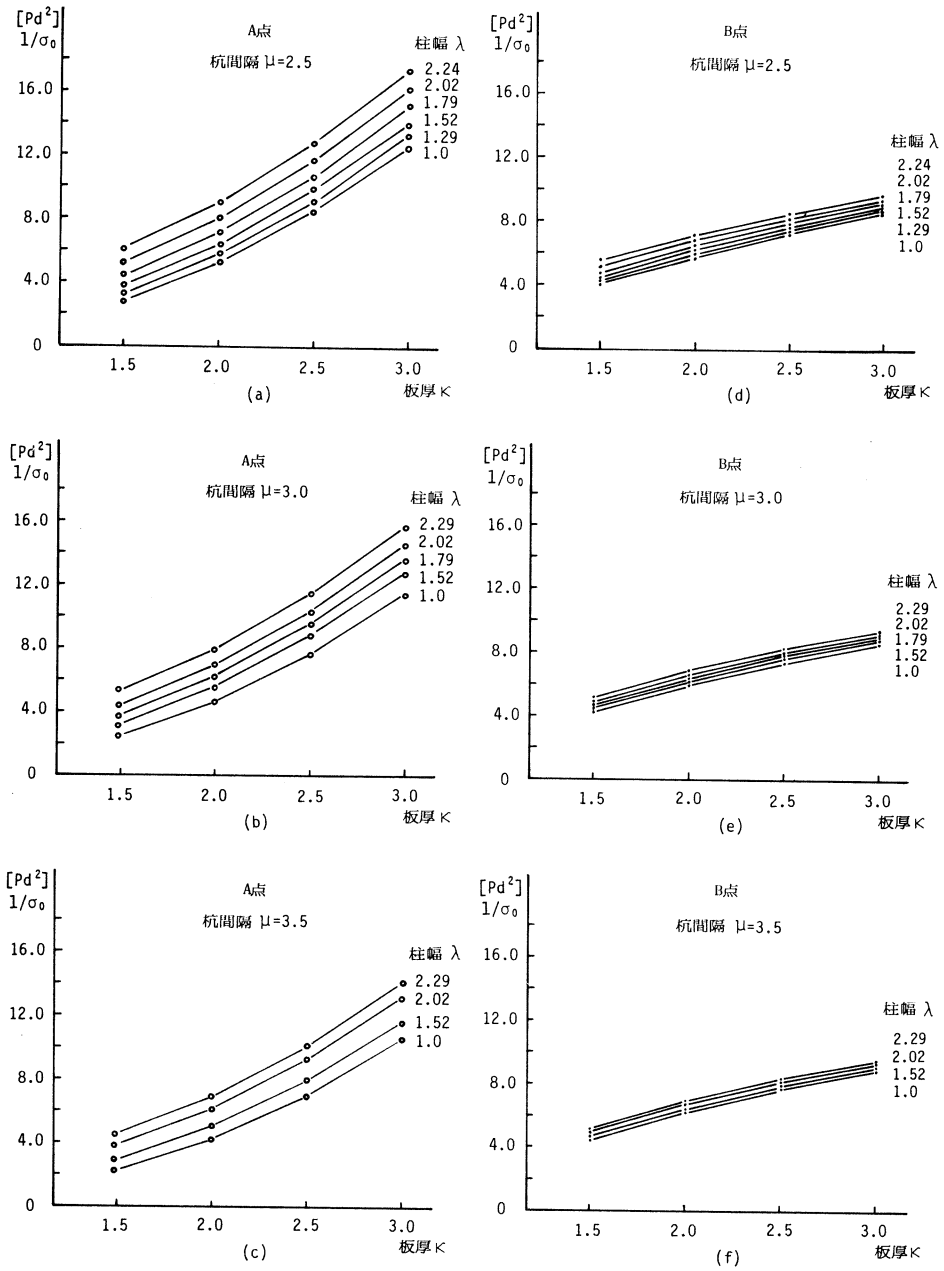


図-4 板底面の最大引張主応力度と板厚の関係

表-3 A点のaおよびb

杭間隔 μ	柱幅 λ	a	b
2.5	1.00	-0.49	1.45
2.5	1.29	-0.15	1.50
2.5	1.52	0.25	1.54
2.5	1.79	0.86	1.59
2.5	2.02	1.57	1.63
2.5	2.24	2.43	1.67
3.0	1.00	-0.59	1.34
3.0	1.52	-0.01	1.42
3.0	1.79	0.44	1.46
3.0	2.02	1.00	1.50
3.0	2.29	1.81	1.55
3.5	1.00	-0.62	1.24
3.5	1.52	-0.14	1.31
3.5	2.02	0.68	1.39
3.5	2.29	1.29	1.43

—7 のようになり、両者の関係を図中の式で表わすものとする。

以上より、b は(5)式で求められる。

$$b = 1.72 - 0.18\mu + (0.25 - 0.03\mu)\lambda \quad \dots\dots (5)$$

ii) B点の $1/\sigma_{cal}$ 略算式

図-4(d)~(f)に見られる $1/\sigma_o$ と板厚 κ との関係を(6)式で近似させる。

$$1/\sigma_{cal} = a + b\sqrt{\kappa} \quad \dots\dots (6)$$

解析結果の $1/\sigma_o$ を用いて a および b を先の場合と同様にして求めると表-4 のようになる。この a および b を杭間隔 μ をパラメーターとして柱幅 λ との関係でプロットすると図-8 および図-9 のようになり、 μ の値によって a および b と λ の関係が複雑に変化し、 μ と a および b との間に規則性を見出すことは難しい。また、 μ の違いによる a および b の値の変化は小さ

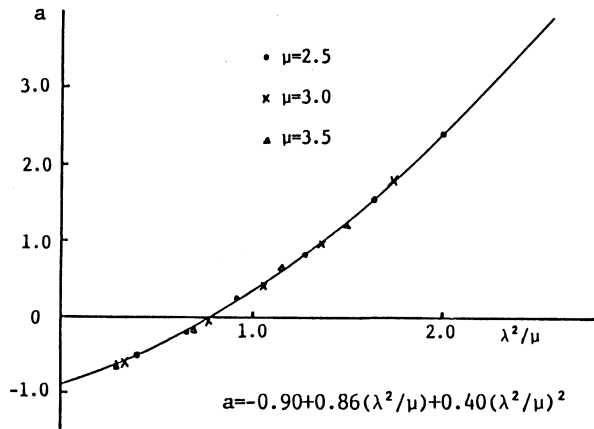
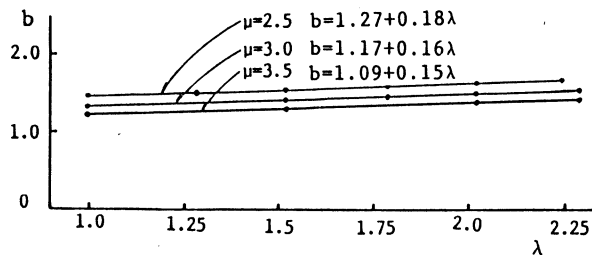
図-5 A点のaと λ^2/μ との関係

図-6 A点のbとλとの関係

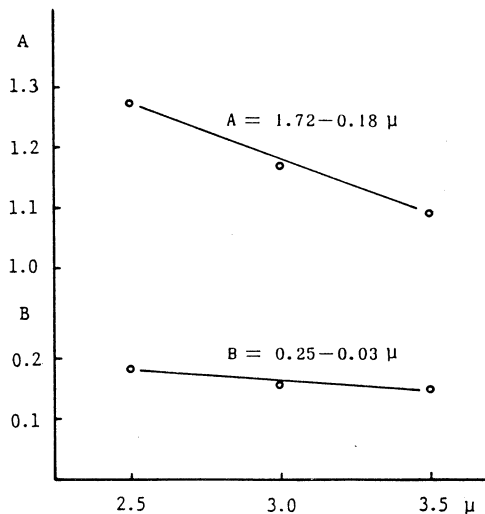
図-7 A点のAおよびBと μ との関係

表-4 B点のaおよびb

杭間隔 μ	柱幅 λ	a	b
2.5	1.00	-6.95	9.00
2.5	1.29	-6.73	8.98
2.5	1.52	-6.44	8.92
2.5	1.79	-5.95	8.78
2.5	2.02	-5.34	8.57
2.5	2.24	-4.57	8.26
3.0	1.00	-6.34	8.64
3.0	1.52	-6.04	8.62
3.0	1.79	-5.81	8.58
3.0	2.02	-5.49	8.50
3.0	2.29	-4.97	8.33
3.5	1.00	-6.28	8.83
3.5	1.52	-6.07	8.83
3.5	2.02	-5.70	8.76
3.5	2.29	-5.43	8.70

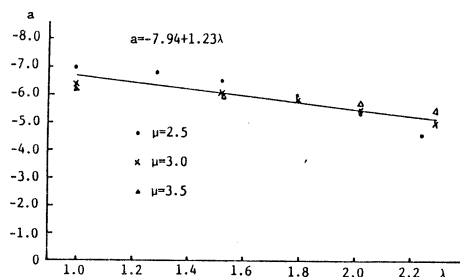


図-8 B点のaとλとの関係

い。従って、ここでは μ を変数から除き、aおよびbを λ の一次式で表わすものとしてその式を求めると次式を得る。

$$a = -7.94 + 1.23\lambda \quad \dots\dots (7)$$

$$b = 9.22 - 0.32\lambda \quad \dots\dots (8)$$

以上の(3)および(6)式によって求めた $1/\sigma_{cal}$ および $1/\sigma_{cal}$ に対する解析値の比を表-5に示す。これによればA点、B点とも $1/\sigma_{cal}$ に対する $1/\sigma_o$ の比の平均は1.0となり、バラツキも小さい。

従って、これらの式によって板底面の最大引張主応力度を有限要素法解析によって求められると同程度の精度で推定し得ると考える。

iii) 長方形柱断面への推定式の適用性について

先に導いた最大引張主応力度推定式は杭配置、柱断面とも正方形の場合の解析結果に基づくものであったが、長方形柱断面を有するフーチングへのそれらの式の適用性について若干の検討を行った。

表-1のS3.0のモデルについて柱断面を35cm×53.3cm、35cm×70.8cmおよび53cm×80cmと変化させて有限要素法解析し、その結果得られたA点およびB点の引張主応力度($1/\sigma_{ana}$)と(3)および(6)式によって求めた値($1/\sigma_{cal}$)との比較を表-6に示す。表中、上段は先の式において、柱幅=(柱周長/4)とした場合であり、下段は柱断面積が等価となるように柱幅を取った場合である。

これによると柱幅としていずれの値を取っても(3)および(6)式の値には大きな差は見られない。

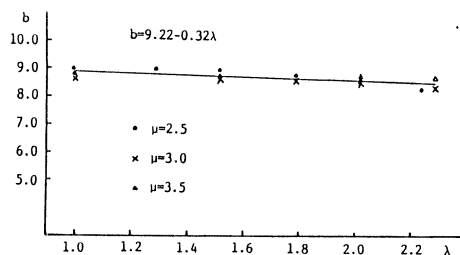


図-9 B点のbとλとの関係

また、柱断面の如何に拘らず(3)式による A 点の計算値 $1/\sigma_{cal}$ は有限要素法解析値より幾分大きく計算されるが、(6)式による B 点の計算値は解析値と良く一致している。このことから、柱断面が正方形でないフーチングについても(3)および(6)式を用いて、前述の方法により板底面の最大引張主応力度を推定し得る。

表一 6 長方形柱断面への略算式の適用

柱断面 cm	A 点			B 点		
	$1/\sigma_{ana}$	$1/\sigma_{cal}$	$\sigma_{cal}/\sigma_{ana}$	$1/\sigma_{ana}$	$1/\sigma_{cal}$	$\sigma_{cal}/\sigma_{ana}$
35x53.3	4.944	5.196	0.95	6.175	6.079	1.02
35x70.8	5.223	5.674	0.92	6.156	6.274	0.98
53x80.0	6.189	6.650	0.93	6.594	6.576	1.00
35x53.3	4.944	5.149	0.96	6.175	6.058	1.02
35x70.8	5.223	5.617	0.93	6.156	6.205	0.99
53x80.0	6.189	6.535	0.95	6.594	6.545	1.00

2.5 実験値との比較

4 本杭支持独立フーチングの亀裂荷重は(3)および(6)式で求めた値 ($1/\sigma_{cal}$) のいずれか小さい方の値を(1)式の $1/\sigma_{ana}$ とすることによって求められる。

表一 7 は著者らがこれまで行った実験⁵⁾において、肉眼により亀裂観察を行って得た亀裂荷重実験値と上述の方法で求めた値とを比較したものである。なお、本報の式を導く際に用いた変数の範囲は、 $1.5 \leq \kappa \leq 3.0$, $1.0 \leq \lambda \leq 2.29$, $2.5 \leq \mu \leq 3.5$ であり、これらの範囲から大きく逸脱するものは実際の建物においては殆んど無いと考えられるので、そのような実験試験体は除外した。また、同表には拙論⁵⁾から、実験試験体を有限要素

表一 5 略算値と解析値の比較

モデル名	A 点			B 点		
	$1/\sigma_0$	$1/\sigma_{cal}$	σ_{cal}/σ_0	$1/\sigma_0$	$1/\sigma_{cal}$	σ_{cal}/σ_0
R1.5-1.0	2.835	2.759	1.03	4.061	4.190	0.97
R2.0-1.0	5.260	5.288	0.99	5.773	5.877	0.98
R2.5-1.0	8.521	8.539	1.00	7.289	7.362	0.99
R3.0-1.0	12.617	12.513	1.01	8.620	8.705	0.99
R1.5-1.29	3.267	3.208	1.02	4.254	4.430	0.96
R2.0-1.29	5.790	5.824	0.99	5.985	6.099	0.98
R2.5-1.29	9.152	9.188	1.00	7.489	7.569	0.99
R3.0-1.29	13.360	13.299	1.00	8.806	8.899	0.99
R1.5-1.52	3.752	3.699	1.01	4.468	4.629	0.97
R2.0-1.52	6.368	6.388	1.00	6.203	6.283	0.99
R2.5-1.52	9.823	9.846	1.00	7.694	7.741	0.99
R3.0-1.52	14.123	14.071	1.00	8.990	9.059	0.99
R1.5-1.79	4.451	4.409	1.01	4.774	4.849	0.98
R2.0-1.79	7.173	7.179	1.00	6.499	6.488	1.00
R2.5-1.79	10.741	10.739	1.00	7.964	7.931	1.00
R3.0-1.79	15.145	15.091	1.00	9.224	9.236	1.00
R1.5-2.02	5.263	5.234	1.01	5.118	5.048	1.01
R2.0-2.02	8.074	8.076	1.00	6.808	6.672	1.02
R2.5-2.02	11.746	11.730	1.00	8.237	8.103	1.02
R3.0-2.02	16.261	16.196	1.00	9.459	9.397	1.01
R1.5-2.24	6.208	6.162	1.01	5.508	5.227	1.05
R2.0-2.24	9.101	9.070	1.00	7.148	6.838	1.03
R2.5-2.24	12.855	12.808	1.00	8.521	8.258	1.02
R3.0-2.24	17.480	17.377	1.01	9.695	9.541	1.00
S1.5-1.0	2.509	2.446	1.03	4.201	4.190	1.00
S2.0-1.0	4.683	4.791	0.98	5.911	5.877	1.01
S2.5-1.0	7.701	7.806	0.99	7.354	7.362	1.00
S3.0-1.0	11.514	11.491	1.00	8.575	8.705	0.99
S1.5-1.52	3.251	3.207	1.01	4.471	4.629	0.97
S2.0-1.52	5.603	5.699	0.98	6.198	6.283	0.99
S2.5-1.52	8.797	8.902	0.99	7.636	7.741	0.99
S3.0-1.52	12.815	12.817	1.00	8.835	9.059	0.98
S1.5-1.79	3.792	3.765	1.01	4.654	4.849	0.96
S2.0-1.79	6.232	6.330	0.98	6.388	6.488	0.98
S2.5-1.79	9.525	9.628	0.99	7.819	7.931	0.99
S3.0-1.79	13.651	13.658	1.00	9.000	9.236	0.97
S1.5-2.02	4.427	4.401	1.01	4.868	5.048	0.96
S2.0-2.02	6.959	7.032	0.99	6.594	6.672	0.99
S2.5-2.02	10.346	10.416	0.99	8.011	8.103	0.99
S3.0-2.02	14.551	14.551	1.00	9.172	9.397	0.98
S1.5-2.29	5.339	5.290	1.01	5.173	5.268	0.98
S2.0-2.29	7.964	7.995	1.00	6.883	6.876	1.00
S2.5-2.29	11.465	11.473	1.00	8.262	8.293	1.00
S3.0-2.29	15.790	15.724	1.00	9.394	9.574	0.98
T1.5-1.0	2.271	2.157	1.05	4.473	4.190	1.07
T2.0-1.0	4.243	4.318	0.98	6.265	5.876	1.07
T2.5-1.0	7.019	7.097	0.99	7.738	7.362	1.05
T3.0-1.0	10.602	10.493	1.01	8.941	8.705	1.03
T1.5-1.52	2.904	2.795	1.04	4.683	4.629	1.01
T2.0-1.52	5.020	5.089	0.99	6.474	6.283	1.03
T2.5-1.52	7.964	8.038	0.99	7.949	7.741	1.03
T3.0-1.52	11.729	11.643	1.01	9.152	9.059	1.01
T1.5-2.02	3.874	3.765	1.03	4.969	5.048	0.98
T2.0-2.02	6.152	6.186	0.99	6.758	6.672	1.01
T2.5-2.02	9.266	9.298	1.00	8.221	8.103	1.01
T3.0-2.02	13.209	13.103	1.01	9.405	9.397	1.00
T1.5-2.29	4.576	4.474	1.02	5.154	5.268	0.98
T2.0-2.29	6.936	6.962	1.00	6.947	6.876	1.01
T2.5-2.29	10.141	10.160	1.00	8.390	8.293	1.01
T3.0-2.29	14.197	14.069	1.01	9.559	9.574	1.00
比の平均 標準偏差 変動率(%)			1.00 0.014 1.4			1.00 0.025 2.5

法解析して(1)式により求めた値および(2)式による値も転載した。

これによると本報の式による値に対する実験値の比の平均は1.0、標準偏差は0.154となり、有限要素法解析による値および(2)式による値と同程度に実験値に対応していると言える。なお、本報の式を導くのに用いた解析モデルのプロポーシオンと実験試験体のそれとは異なる。また、実験試験体は(3)および(6)式によればBD-40、BDC-40を除き、いずれも板平面中央部(A点)に引張主応力度の最大値が発生するものであった。

以上のことから、本報の式は4本杭支持独立フーチングの亀裂荷重推定式として十分一般性を有しているものと考ええる。

表-7 4本杭支持独立フーチングの亀裂荷重実験値と計算値の比較

														[ton]			
試験体		実験値	有限要素法		小幡・大築式		本報の式		試験体		実験値	有限要素法		小幡・大築式		本報の式	
記号	P _c	P _{cal}	P _c /P _{cal}	P _{cal}	P _c /P _{cal}	P _{cal}	P _c /P _{cal}	記号	P _c	P _{cal}	P _c /P _{cal}	P _{cal}	P _c /P _{cal}	P _{cal}	P _c /P _{cal}	P _{cal}	P _c /P _{cal}
BD	-5	17.0	18.9	0.90	19.8	0.86	18.2	0.93	SD25	-2	19.0	24.1	0.79	24.3	0.78	23.4	0.81
	-6	18.0	18.8	0.96	19.7	0.91	18.1	0.99	SD30	-1	35.0	30.9	1.13	31.7	1.10	30.8	1.14
	-7	16.0	20.6	0.78	21.5	0.74	19.8	0.81	-2	32.0	31.8	1.01	32.6	0.98	31.7	1.01	
	-8	15.0	20.1	0.75	21.1	0.71	19.4	0.77	SD35	-1	36.0	42.4	0.85	43.5	0.83	42.4	0.85
	-9	18.0	18.3	0.98	19.1	0.94	17.6	1.02	-2	36.0	44.3	0.81	45.5	0.79	44.4	0.81	
	-10	18.0	19.0	0.95	19.9	0.90	18.3	0.98	SDW20	-3	20.0	20.7	0.97	19.3	1.04	20.5	0.98
	-11	16.0	19.7	0.81	20.6	0.78	19.0	0.84	-4	21.0	19.9	1.06	18.6	1.13	19.8	1.06	
	-12	20.0	20.3	0.99	21.3	0.94	19.6	1.02	-5	20.0	21.5	0.93	19.2	1.04	20.4	0.98	
	-13	15.0	19.6	0.77	20.5	0.73	18.8	0.80	-6	26.0	21.3	1.22	19.1	1.36	20.2	1.29	
	-14	16.0	18.7	0.86	19.6	0.82	18.0	0.89	SDW25	-3	24.0	28.0	0.86	29.0	0.83	28.4	0.85
	-15	18.0	19.3	0.93	20.2	0.89	18.6	0.97	-4	24.0	30.5	0.79	31.6	0.76	30.9	0.78	
	-16	15.0	18.9	0.79	19.8	0.76	18.2	0.82	-5	31.0	28.9	1.07	28.9	1.07	28.3	1.10	
	BD20	-1	17.0	15.3	1.11	15.1	1.13	13.6	1.25	-6	34.0	29.0	1.17	29.0	1.17	28.3	1.20
	-2	16.0	14.8	1.08	14.5	1.10	13.1	1.22	SDW30	-3	40.0	38.7	1.03	42.4	0.94	39.6	1.01
	BDC20	-1	16.0	15.7	1.02	15.5	1.03	13.9	1.15	-4	42.0	39.6	1.06	43.5	0.97	40.6	1.03
	-2	14.0	15.7	0.89	15.5	0.90	13.9	1.01	-5	41.0	39.3	1.04	41.6	0.99	38.8	1.06	
BD30	-1	32.0	31.6	1.01	33.6	0.95	31.8	1.01	-6	46.0	39.5	1.16	41.9	1.10	39.1	1.18	
-2	35.0	30.2	1.16	32.2	1.09	30.5	1.15	SDWs25-1	43.0	33.2	1.30	37.5	1.15	34.7	1.24		
BDC30	-1	26.0	33.7	0.77	35.9	0.72	34.0	0.76	-2	40.0	34.1	1.17	38.5	1.04	35.7	1.12	
-2	28.0	34.1	0.82	36.3	0.77	34.4	0.81	-3	35.0	36.0	0.97	38.4	0.91	35.6	0.98		
BD40	-1	50.0	57.7	0.87	60.5	0.83	57.2	0.87	-4	44.0	36.6	1.20	39.1	1.13	36.2	1.22	
-2	48.0	55.4	0.87	58.0	0.83	54.9	0.87	DRC1	-1	43.0	34.8	1.24	36.2	1.19	35.2	1.22	
BDC40	-1	44.0	57.7	0.76	60.5	0.73	57.2	0.77	-2	53.0	36.1	1.47	37.5	1.41	36.5	1.45	
-2	50.0	59.0	0.85	61.9	0.81	58.5	0.85	DRC1.5-1	43.0	36.6	1.17	32.2	1.34	36.1	1.19		
SD	-3	13.0	13.6	0.96	12.7	1.02	11.8	1.10	-2	35.0	37.0	0.95	32.5	1.08	36.4	0.96	
-4	15.0	12.9	1.16	12.1	1.24	11.2	1.34	DRC2	-1	30.0	35.0	0.86	29.3	1.02	35.7	0.84	
-5	24.0	22.3	1.08	20.5	1.17	21.3	1.13	-2	32.0	34.6	0.92	29.0	1.10	35.4	0.90		
-6	24.0	23.4	1.03	21.5	1.12	22.3	1.08	-3	27.0	33.8	0.80	28.0	0.96	34.0	0.79		
-7	32.0	31.8	1.01	31.0	1.03	34.5	0.93	-4	39.0	34.1	1.14	28.3	1.38	34.3	1.14		
-8	30.0	31.8	0.94	31.0	0.97	34.5	0.87	DRW1	-1	33.0	34.3	0.96	36.0	0.92	34.4	0.96	
-9	20.0	20.4	0.98	20.0	1.00	19.6	1.02	-2	32.0	34.3	0.93	36.0	0.89	34.4	0.93		
-10	18.0	20.9	0.86	20.6	0.87	20.2	0.89	DRW4	-1	24.0	27.3	0.88	29.0	0.83	28.3	0.85	
-11	20.0	19.5	1.03	19.2	1.04	18.8	1.06	-2	25.0	27.1	0.92	28.7	0.87	28.1	0.89		
-12	22.0	19.1	1.15	18.9	1.16	18.5	1.19	DRW6	-1	31.0	29.5	1.05	28.7	1.08	33.5	0.93	
-13	18.0	20.1	0.90	19.9	0.90	19.5	0.92	-2	26.0	29.4	0.88	28.6	0.91	33.3	0.78		
-14	17.0	20.4	0.83	20.2	0.84	19.8	0.86	DRW7	-1	29.0	34.4	0.84	28.4	1.02	33.1	0.88	
-15	20.0	19.2	1.04	18.9	1.06	18.5	1.08	-2	33.0	34.8	0.95	28.7	1.15	33.5	0.99		
-16	21.0	19.9	1.06	19.6	1.07	19.2	1.09	SM	-7	21.0	19.2	1.09	19.5	1.08	19.1	1.10	
-17	21.0	19.3	1.09	19.0	1.11	18.6	1.13	-8	20.0	19.1	1.05	19.3	1.04	19.0	1.05		
-18	23.0	18.5	1.24	18.3	1.26	17.9	1.28	比の平均		0.98		0.99		1.00			
-19	19.0	20.4	0.93	20.1	0.95	19.7	0.96	標準偏差		0.143		0.160		0.153			
-20	20.0	19.6	1.02	19.5	1.03	19.1	1.05	変動率(%)		14.6		16.2		15.3			
SD25	-1	22.0	23.0	0.96	23.1	0.95	22.3	0.99									

3. 5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重

3.1 5本杭支持独立フーチングの有限要素法解析モデルについて

図-10に示す5本杭支持独立フーチングについて、杭間隔 ℓ_p 、杭長 H_p 、板厚 D 、柱幅 R および杭心-板縁間距離 ℓ_e を変え、表-8に示す31モデルについて解析した。モデル名の意味は4本杭の場合と同様で、最初の英字は杭間隔を表わし、R, S, T, Uの順に夫々杭径の2.5, 3.0, 3.5, 4.0倍を意味する。二番目の英字は杭長 H_p を表わし、SおよびLは夫々5mおよび15m、英字のないものは10mである。次の二組の数字は前が板厚を、後が柱幅を夫々杭径を単位として表わす。最後の英字は杭心-板縁間距離を表わし、SおよびLは夫々杭径の1.2倍および2.0倍、英字のないものは1.5倍である。

要素分割の一例を図-11に、各モデルの分割数を表-8に示す。中央杭の反力域については4本杭の場合と同様に、外周が杭のそれと等しい正十二角形、端杭のそれについては計算時間をも考慮し、面積が杭の外周面積と等しい正方形とした。

解析に際し杭は先端が堅固な地盤で支持された支持杭を想定し、杭をその鉛直剛性と等価なバネ剛性に置換し、このバネ剛性を反力域の節点に、各節点の負担面積に応じて付加した。杭は外径 $P_d=35\text{cm}$ 、肉厚6.5cmのPC杭、杭およびフーチングのコンクリート強度は夫々 $500\text{kg}/\text{cm}^2$ および $210\text{kg}/\text{cm}^2$ とし、コンクリートのヤング係数は、その比重を夫々2.6および2.3として建築学会

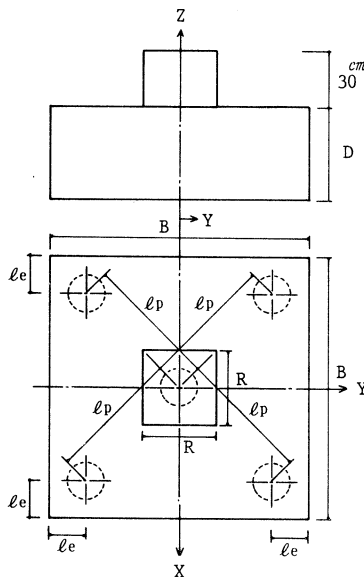


図-10 5本杭支持独立フーチング

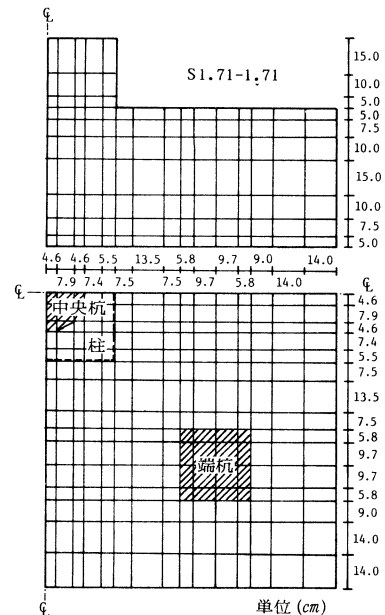


図-11 要素分割例

鉛直荷重を受ける4本杭および5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重に関する研究

表一 8 5本杭支持独立フーチングの解析モデル一覧

モデル名	板幅	杭間隔	板厚	柱幅	分割数	
	B (cm)	ℓ_p (cm)	D (cm)	R (cm)	X, Y 方向 方向	Z* 方向
R1.71-1.71	229	87.5	60	60	15	7
R1.71-2.14	229	87.5	60	75	15	7
R1.71-2.57	229	87.5	60	90	15	7
R2.14-1.71	229	87.5	75	60	15	8
R2.14-2.14	229	87.5	75	75	15	8
R2.14-2.57	229	87.5	75	90	15	8
R2.57-2.57	229	87.5	90	90	15	9
S1.29-1.71	253	105.0	45	60	15	6
S1.71-1.71	253	105.0	60	60	15	7
S2.14-1.71	253	105.0	75	60	15	8
S2.57-1.71	253	105.0	90	60	15	9
S3.43-1.71	253	105.0	120	60	15	11
S1.71-2.14	253	105.0	60	75	16	7
S1.71-2.57	253	105.0	60	90	16	7
S2.14-2.14	253	105.0	75	75	16	8
S2.14-2.57	253	105.0	75	90	16	8
S2.57-2.14	253	105.0	90	75	16	9
S2.57-2.57	253	105.0	90	90	16	9
S1.71-1.71S	253	105.0	60	60	15	7
S1.71-1.71L	253	105.0	60	60	16	7
SS1.71-1.71	253	105.0	60	60	15	7
SL1.71-1.71	253	105.0	60	60	15	7
T1.71-1.71	278	122.5	60	60	16	7
T2.14-1.71	278	122.5	75	60	16	8
U1.71-1.71	303	140.0	60	60	18	7
U1.71-2.14	303	140.0	60	75	18	7
U1.71-2.57	303	140.0	60	90	18	7
U2.14-1.71	303	140.0	75	60	18	8
U2.14-2.14	303	140.0	75	75	18	8
U2.14-2.57	303	140.0	75	90	18	8
U2.57-2.57	303	140.0	90	90	18	9

* 板厚部分のみ

表一 9 杭反力および板底面の最大引張応力度

モデル名	杭反力 [P]		引張主 応力度 σ_{ana} [10^{-4} N/cm ²]
	端杭	中央杭	
R1.71-1.71	0.1970	0.2121	1.786
R1.71-2.14	0.1975	0.2099	1.567
R1.71-2.57	0.1981	0.2078	1.343
R2.14-1.71	0.1963	0.2148	1.304
R2.14-2.14	0.1986	0.2056	1.180
R2.14-2.57	0.1989	0.2046	1.053
R2.57-2.57	0.1993	0.2028	0.871
S1.29-1.71	0.1905	0.2378	3.130
S1.71-1.71	0.1954	0.2184	2.008
S2.14-1.71	0.1974	0.2104	1.441
S2.57-1.71	0.1984	0.2064	1.124
S3.43-1.71	0.1993	0.2028	0.791
S1.71-2.14	0.1960	0.2159	1.776
S1.71-2.57	0.1967	0.2132	1.542
S2.14-2.14	0.1977	0.2091	1.314
S2.14-2.57	0.1981	0.2077	1.185
S2.57-2.14	0.1986	0.2056	1.043
S2.57-2.57	0.1988	0.2048	0.963
S1.71-1.71S	0.1952	0.2192	2.057
S1.71-1.71L	0.1956	0.2176	1.949
SS1.71-1.71	0.1912	0.2352	2.003
SL1.71-1.71	0.1969	0.2125	2.010
T1.71-1.71	0.1934	0.2264	2.211
T2.14-1.71	0.1963	0.2148	1.585
U1.71-1.71	0.1911	0.2357	2.389
U1.71-2.14	0.1919	0.2324	2.164
U1.71-2.57	0.1928	0.2287	1.911
U2.14-1.71	0.1950	0.2200	1.705
U2.14-2.14	0.1954	0.2183	1.578
U2.14-2.57	0.1959	0.2165	1.438
U2.57-2.57	0.1974	0.2104	1.143

鉄筋コンクリート構造計算規準式によるとした。荷重は柱頭部が鉛直方向に均等に変位するように柱全体に単位荷重 $P = 1$ を作用させた。その他の解析方法は4本杭の場合と同様である。

3.2 杭反力について

表一 9 に解析結果得られた各杭の反力を示す。これによると本解析の範囲内では端杭反力はいずれも $0.19P$ 以上となり、中央杭反力は大きいもので $0.24P$ 程度である。しかし、中央杭反力が大きいのは杭間隔の割に板厚が薄いものであり、このようなプロポーションのものは実際には少ないと考えられる。また、本解析では杭の鉛直剛性に杭と地盤との摩擦並びに杭先端の沈下の影響等を取入れていないが、杭長のみを異にするもの同志の杭反力にも著しい差は見られないことから、それらの影響を考慮しても杭反力の分布は差程変らないものと考えられる。これは杭の鉛直剛性に比較してフーチングの剛性が非常に大きいためである。

従って、通常設計されているプロポーションのフーチングでは、荷重が亀裂荷重を越えない範囲であれば杭反力を均等とみなして設計しても大きな問題はないものと思われる。しかし、亀裂発生によって板剛性が急激に低下することが考えられるので、亀裂が生じた場合杭反力も変ることが予想される。この点については更に検討を要すると考える。

3.3 板底面の引張主応力度について

図-12に板底面の要素面中央点について求めた主応力度 σ_1 を示す。図中、破線は反力域を、下線を付したものは最大値を示し、上段の値は S 2.14-1.71, 下段の値は R 2.14-1.71 である。これによる引張主応力度の最大値は中央杭反力域からわずかに離れた位置に生じ、S 2.14-1.71 では X(Y) 軸上に、R 2.14-1.71 では板の対角線上に有る。図示しなかった他のモデルのうち S 系列では板厚が 60cm (1.71 P_d) 以下で柱幅が 75cm (2.14 P_d) 以下のものおよび R, T, SS, SL 系列のものでは後者と、その他のものでは前者と同様であった。このように最大引張主応力度の生ずる位置は X (および Y) 軸上と対角線上に別れたが、各モデルとも両位置の引張主応力度の値は極めて近似しており、それらの値は板平面中心から約 0.75 P_d 離れた位置に存在する。また図にも見られるように、板平面中心から約 0.75 P_d 離れた付近では反力域全周に渡って大きな引張主応力度が存在し、それらの方向は板中心に向う方向である。従って、亀裂は中央杭と同心円を描くように生ずると考えられる。

表-9 に有限要素法解析によって得られた板底面の最大引張主応力度 σ_{ana} を掲げた。図-13 (a)~(d) は S 系列のものについて縦軸に $1/\sigma_{ana}$ を取り、横軸に夫々板厚、柱幅、杭心-板縁間距離および杭長を取って、両者の関係を示したものである。これによるといずれの図でも両者の関係はほぼ直線となり、図(a)の傾向は、縁応力は厚さの二乗に反比例するとした平面保持の仮定に基づく梁理論のそれと異なることを示している。

杭心-板縁間距離を変化させた図(c)について見ると本解析範囲内では板底面の最大引張主応力度は差程変化せず、杭心-板縁間距離が最大引張主応力度に与える影響は比較的小さいと言える。また、図(d)は最大引張主応力度に及ぼす杭の鉛直剛性の影響が小さいことを示している。

従って、杭とフーチングのヤング係数比、杭長および杭心-板縁間距離が本解析モデルと異なるものに対して本解析値を適用しても大きな誤差は生じないものと考えられる。

図-14は σ_{ana} と杭間隔の関係を示したものであるが、これについてもほぼ直線関係が見られ、通常の杭間隔のものでは σ_{ana} は杭間隔に比例するとみなせよう。

3.4 解析結果に基づく板底面の最大引張主応力度略算式について

前節で述べたように板底面の最大引張主応力度に及ぼす杭剛性並びに杭心-板縁間距離の影響は小さい。そこで略算式を導くに当りこれらの要因は無視し、4本杭の場合と同様に変数としては杭間隔 ℓ_p 、板厚 D 、柱幅 R および杭径 P_d を考え杭径を単位として無次元化した μ, κ, λ を用いる。また、 σ_{ana} も杭径を単位として無次元化し、その値の逆数 $1/\sigma_0$ を用いる。

図-15は板厚 κ と $1/\sigma_0$ との関係を杭間隔 μ 毎に柱幅 λ をパラメーターとして示したものである。これによると κ と $1/\sigma_0$ との間にはほぼ直線関係が見られる。そこで、この関係を(9)式で表わすものとして、最小二乗法により近似式を求めると図中の式を得る。

$$1/\sigma_{cal} = a + b \kappa \quad \dots\dots (9)$$

鉛直荷重を受ける4本杭および5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重に関する研究

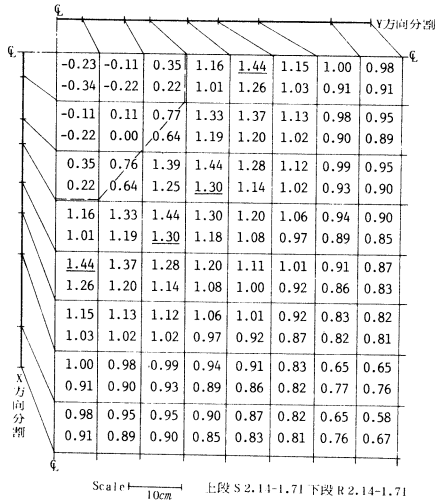


図-12 主応力度 σ_1 の分布

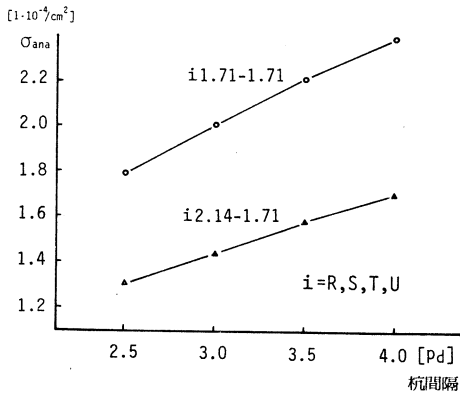
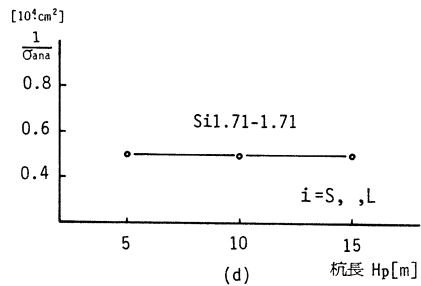
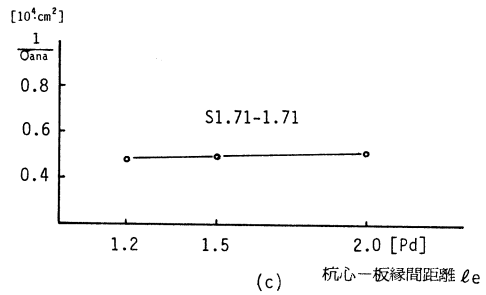
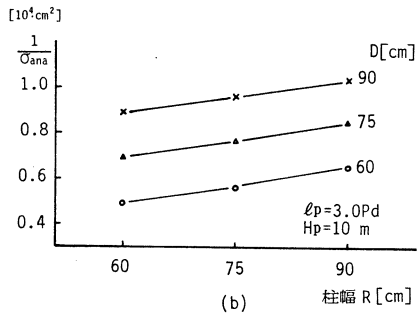
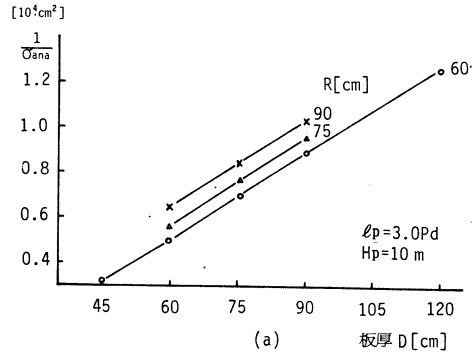


図-14 板底面の最大引張主応力度と杭間隔の関係

図-13 板底面の最大引張主応力度と諸元との関係

図中に示した a および b の値について、夫々横軸に $\lambda^2/\sqrt{\mu}$ および μ を取ってプロットすると図-16および図-17のようになる。ここで a については二次式で近似させると(10)式を得る。

$$a = -2.36 + 0.09 (\lambda^2/\sqrt{\mu})^2 \quad \dots\dots (10)$$

b については λ による差異が明瞭でないので μ のみの関数として最小二乗法により直線式を求めると(11)式を得る。

$$b = 4.99 - 0.43 \mu \quad \dots\dots (11)$$

表-10に(9)式により求めた値と解析値 $1/\sigma_0$ との比較を示す。同表には略算式を導くのに使用しなかったモデルも入っているが、これらをも含めた比の平均は0.99、標準偏差が0.023となり、本報の略算式は十分な精度で解析値に近似していると言える。

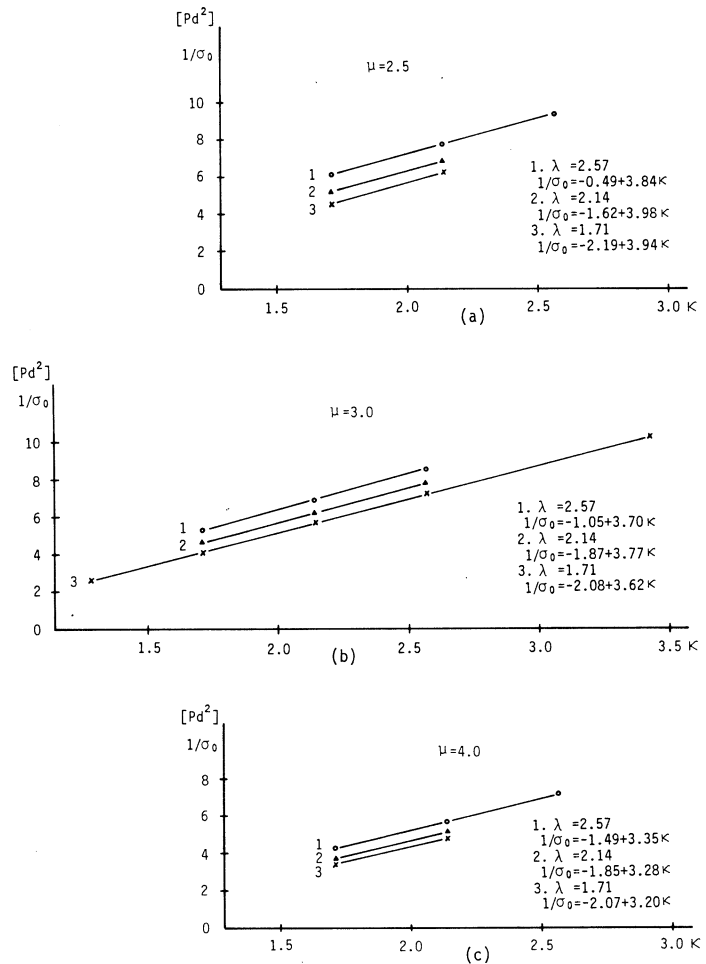


図-15 $1/\sigma_0$ と κ との関係

表-10 略算値と解析値の比較

モデル名	$\frac{1}{\sigma_0}$	$\frac{1}{\sigma_{cal}}$	$\frac{\sigma_{cal}}{\sigma_0}$
R1.71-1.71	4.571	4.662	0.98
R1.71-2.14	5.208	5.111	1.02
R1.71-2.57	6.082	5.925	1.03
R2.14-1.71	6.261	6.340	0.99
R2.14-2.14	6.914	6.789	1.02
R2.14-2.57	7.755	7.603	1.02
R2.57-2.57	9.371	9.281	1.01
S1.29-1.71	2.604	2.656	0.98
S1.71-1.71	4.065	4.242	0.96
S2.14-1.71	5.665	5.828	0.97
S2.57-1.71	7.265	7.413	0.98
S3.43-1.71	10.318	10.585	0.97
S1.71-2.14	4.596	4.616	1.00
S1.71-2.57	5.298	5.295	1.00
S2.14-2.14	6.212	6.201	1.00
S2.14-2.57	6.890	6.880	1.00
S2.57-2.14	7.829	7.787	1.01
S2.57-2.57	8.473	8.466	1.00
S1.71-1.71S	3.967	4.242	0.94
S1.71-1.71L	4.188	4.242	0.99
SS1.71-1.71	4.073	4.242	0.96
SL1.71-1.71	4.065	4.242	0.96
T1.71-1.71	3.690	3.836	0.96
T2.14-1.71	5.157	5.330	0.97
U1.71-1.71	3.420	3.440	0.99
U1.71-2.14	3.771	3.720	1.01
U1.71-2.57	4.269	4.230	1.01
U2.14-1.71	4.792	4.842	0.99
U2.14-2.14	5.176	5.122	1.01
U2.14-2.57	5.673	5.631	1.01
U2.57-2.57	7.143	7.032	1.02
比の平均			0.99
標準偏差			0.023
変動率(%)			2.3

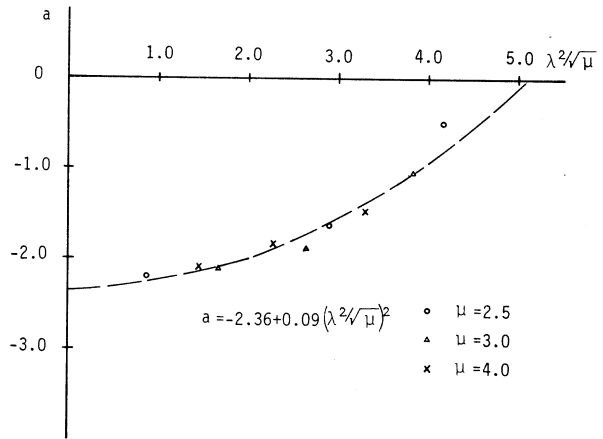


図-16 a と $\lambda^2/\sqrt{\mu}$ との関係

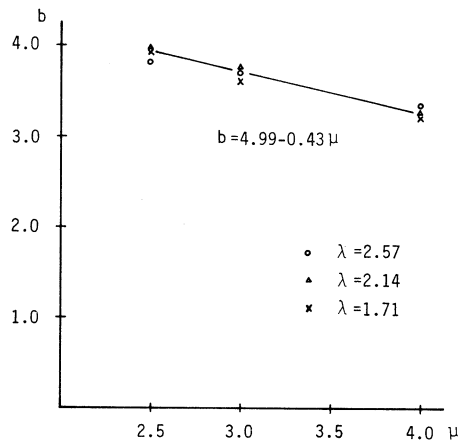


図-17 b と μ との関係

3.5 5本杭支持独立フーチングの実験

i) 実験の概要

a) 試験体

試験体の概要を図-18および表-11に示す。

試験体は曲げ破壊を期待したもの(Bタイプ)とせん断破壊を期待したもの(SLタイプおよびSタイプ)の2系列からなり、全試験体とも板平面の大きさは90cm×90cm、杭間隔は38.2cmとし、鉄筋比は各系列毎にはほぼ等しくした。

試験体種別は、Bタイプでは板厚を25cmとして柱断面一辺の長さ(柱幅)を15, 20, 25, 30cmと変えたものおよび板厚を20, 30cmとして柱幅を25cmとしたものの計6種、Sタイプでは板厚を25cmとして柱幅を20, 25, 30cmとしたものおよび板厚を20, 30cmとして柱幅を25cmとしたものの計5種、SLタイプでは板厚を20, 25cmとして柱幅を24cmとしたものの2種、合計13種、試験体数は、各種2体、合計26体である。なお、BおよびSタイプでは杭に対応する円形載荷板の直径は15cm、

SL タイプでは12cmである。

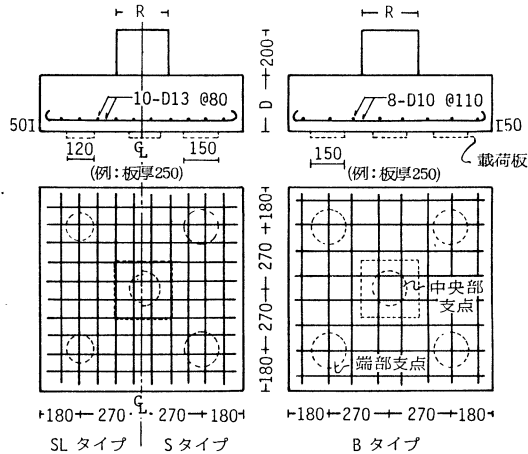
試験体の設計に際し、B タイプについては建築学会鉄筋コンクリート構造計算規準に準じて、フーチングの曲げ応力算定断面位置の全鉄筋が降伏するとして求められる曲げ耐力が、同じく同規準に準じてせん断強度 $f_s = F_c/10$ として求められる全板幅せん断耐力および先に著者らが提案¹⁵⁾したパンチング耐力式によって求められる耐力よりも小さくなるように鉄筋量を定めた。S および SL タイプについては B タイプと逆になるように鉄筋量を定めた。なお、鉄筋端にはいずれもフックを設けた。

b) 試験体製作および使用材料

試験体の成形にはメタルフォームを用い、先ずフーチング板部分についてコンクリートを打設し、その後3～4時間経過した後、柱部分を打設した。その後型枠取りはずしの短時間を除き、所定の強度(約200kg/cm²)が発現するまで全面をビニールシートで覆い、以降シートを取除いて試験時(材令49～51日)まで実験室で気中養生した。

コンクリートの混練には容量

0.17m³のコーンボールミキサーを使用し、2バッチ分のコンクリートを舟に取り、十分混練して試験体一体を打設した。なお、試験体製作時に各試験体毎に15cmφ×30cmの供試体3本および10cmφ×20cmの供試体5本を製作し、上記と同一条件で養生し、フーチング試験時に前者については割裂試験を、後者のうち3本については圧縮試験を行い、その他は途中で強度発現状態を調べる



図—18 試験体詳細

表—11 試験体種別

試験体 記号	板厚D (cm)	柱断面 (cm)	杭径 (cm)	スラブ配筋	鉄筋比 (%)
B-20-25-1,2	20	25x25	15	6-D10 @155	0.317
B-25-15-1,2	25	15x15	15	8-D10 @110	0.317
B-25-20-1,2	25	20x20	15	8-D10 @110	0.317
B-25-25-1,2	25	25x25	15	8-D10 @110	0.317
B-25-30-1,2	25	30x30	15	8-D10 @110	0.317
B-30-25-1,2	30	25x25	15	10-D10 @ 85	0.317
S-20-25-1,2	20	25x25	15	8-D13 @105	0.753
S-25-20-1,2	25	20x20	15	10-D13 @ 80	0.706
S-25-25-1,2	25	25x25	15	10-D13 @ 80	0.706
S-25-30-1,2	25	30x30	15	10-D13 @ 80	0.706
S-30-25-1,2	30	25x25	15	12-D13 @ 65	0.677
SL-20-24-1,2	20	24x24	12	8-D13 @105	0.753
SL-25-24-1,2	25	24x24	12	10-D13 @ 80	0.706

表—12 使用材料およびコンクリートの調合

鉄筋	種別	断面積 (cm^2)	降伏応力 (kg/cm^2)	引張強度 (kg/cm^2)	破断伸び率 (%)	使用した 試験体
	D-10	0.713	4290	6220	24.0	Bタイプ
	D-13	1.27	3760	5350	27.5	SL, Sタイプ
コンクリート	粗骨材: 北海道鶴川産川砂利 $\leq 20\text{ mm}$, FM=6.70					
	細骨材: 北海道富産産海砂 $\leq 2.5\text{ mm}$, FM=2.36					
	セメント: 普通ポルトランドセメント (日鉄セメント)					
	調 合: 調合強度 $240\text{ kg}/\text{cm}^2$, W/c=63% 水183, セメント290, 砂859, 砂利1095 (kg/m^3)					

ために使用した。

使用材料の性質およびコンクリートの調合を表-12に、試験結果を表-13に示す。表-13によればコンクリートの圧縮強度が調合強度を20%程度上回っているが、これは試験装置の準備が予定より遅れ、試験材令が長かったことによるものである。

c) 載荷装置

図-19に載荷装置の概略を示す。アムスラー型圧縮試験機(最大容量200 ton)のベットの上面に中央部用載荷台および端部用載荷台を介して図-19のように試験体を置き、中央部用載荷台に取付けたロードセル(容量50 ton)の指示値をモニターしながら、二連装ジャッキおよびアムスラー型圧縮試験機を交互に操作し、一度に0.5~1.0 ton 程度荷重を増加させ、載荷した。なお、中央部用載荷台は載荷柱、50 ton ロードセル、正方形および円形載荷板よりなり、端部用載荷台は100 ton 油圧ジャッキ、中央部で半円形載荷板により支持された載荷梁、梁両端に据えた球座受、球座、任意方向に移動可能な厚さ40mmの載荷板を介して直交する二段重ねのローラー(径60mm)、正方形載荷板(厚35mm)および円形載荷板(厚30mm)よりなる。

d) フーチング底面のひずみ計測

フーチングの亀裂荷重を実験時の環境および観察者の能力に左右されることなく把握するために図-20に示すように、フーチング底面の中央部支点の周辺に放射状に検長67mmのワイヤーストレンゲージ(共和電業製、KC-70-A1-11)32枚を貼付し、各荷重階毎にそのひずみを計測した。なお、ゲージの貼付位置については先の有限要素法解析結果を参照して定めた。

ii) 亀裂荷重実験値

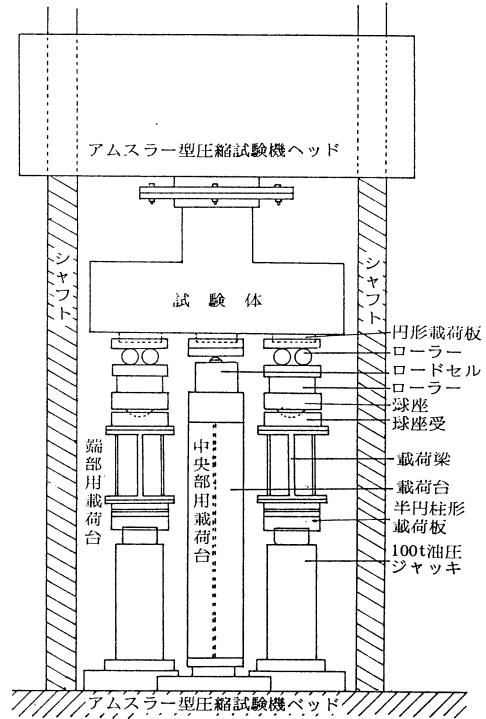


図-19 載 荷 装 置

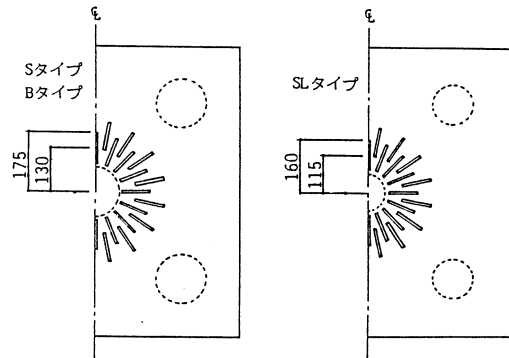


図-20 ワイヤーストレンゲージ貼付位置

表-13に実験結果の亀裂荷重を示す。同表にはシリンダー試験結果の圧縮強度、割裂強度およびヤング係数 $E_{1/3}$ も掲げた。亀裂荷重はフーチング底面に貼付したワイヤーストレングージのひずみ度計測値から求めた値であって、 P_F は、ひずみ度計測値が検長67mmの間で可視亀裂幅に相当する0.02mmの伸びを生ずるとしたときのひずみ度に達したときの荷重であり、 P_B は、同じく検長67mmの間で一様に見掛けの曲げ引張強度に達し、更に可視亀裂幅に相当するひずみが生ずるとしたときのひずみ度 ($229 \times 10^{-6} + 1.8\sqrt{F_c}/E_{1/3}$) に達したときの荷重である。ただし、コンクリートの見掛けの曲げ引張強度を $1.8\sqrt{F_c}$ 、引張側のヤング係数を圧縮試験により求めたヤング係数 $E_{1/3}$ に等しいとした。また、亀裂発生荷重は各荷重階のひずみ度計測値を補間し

て求めた。実験中は計測用コードが障害となり肉眼による亀裂観察は出来なかったが、 P_F と P_B の荷重間で可視亀裂が生じたとしても大きな誤りはないと考える。表中、B-25-15-2の試験体については加力時に、一時に亀裂荷重を上回る荷重を作用させてしまい、再度載荷し直したのでデーターの信頼性は乏しい。

本実験のコンクリート強度および割裂強度は同種のものではほぼ近似した値になっていることから、ここでは同種2体の平均亀裂荷重について検討する。

図-21に同種2体の平均亀裂荷重と板厚および柱幅との関係を示す。柱幅25cmのものについて亀裂荷重と板厚との関係を示した(a)によると、Bタイプ、Sタイプとも亀裂荷重は板厚の厚いものほど大きくなるが、その増加の割合は板厚の増加と共に減少する傾向が見られる。このことは亀裂荷重が縁応力の値によって決まるとすれば、平面保持の仮定による梁理論によって亀裂荷重を推定することには無理があることを意味している。

次に板厚25cmのものについて亀裂荷重と柱幅の関係を示した図(b)によると両タイプとも柱幅の大きいものほど亀裂荷重は大きくなり、亀裂荷重には柱断面の大小も影響することがわかる。また両図のBタイプとSタイプの値を比較すると鉄筋量の多いSタイプの値の方が全般に低くなる傾向が見られるが、両タイプの差は小さく、4本杭の場合と同様に鉄筋量の影響は小さいと言える。

表-13 実 験 結 果

試 験 体 記 号	コンクリート 強度 F_c (kg/cm^2)	割裂 強度 F_t (kg/cm^2)	ヤング 係数 $E_{1/3}$ $\times 10^5$ (kg/cm^2)	初亀裂荷重 (ton)	
				P_F	P_B
B-20-25-1	287	26.3	2.75	19.8	21.2
-2	298	24.2	2.86	22.3	23.4
B-25-15-1	275	25.6	2.79	19.5	22.3
-2	283	24.2	2.68	31.5	34.5
B-25-20-1	290	24.7	2.75	27.0	30.3
-2	293	25.3	3.15	27.0	29.6
B-25-25-1	288	24.0	2.95	31.4	34.9
-2	280	22.6	2.80	27.5	30.5
B-25-30-1	274	25.2	2.72	29.8	33.7
-2	272	26.7	2.79	30.6	34.2
B-30-25-1	266	25.0	2.75	36.6	41.6
-2	267	24.4	2.69	31.0	36.9
S-20-25-1	282	24.2	2.73	19.4	21.5
-2	272	25.7	2.76	18.5	21.1
S-25-20-1	293	24.6	2.73	25.4	28.8
-2	277	24.2	2.74	26.6	30.6
S-25-25-1	311	28.2	2.61	25.3	29.7
-2	291	28.0	2.78	28.7	32.2
S-25-30-1	290	27.3	2.68	32.6	36.6
-2	306	26.4	2.75	31.1	35.3
S-30-25-1	292	25.5	2.74	30.4	35.4
-2	282	23.6	2.56	35.2	42.5
SL-20-24-1	277	26.3	2.60	17.9	20.0
-2	305	27.1	2.70	20.0	21.3
SL-25-24-1	288	27.1	2.67	26.7	30.2
-2	295	26.6	2.68	29.0	31.7

3.6 亀裂荷重実験値と

計算値の比較

表-14に前節の実験で得られた亀裂荷重実験値と計算値の比較を示す。表中、有限要素法による値は実験試験体を実験と同様に各杭の反力を均等にして、本報の解析モデルと同様の方法で解析し、得られた板底面の要素面中央点の引張主応力度の最大値を用いて、(1)式により求めた値であり、本報の式による値は先に導いた式により求めた $1/\sigma_{cal}$ を用いて(1)式により求めた値である。

これによると本報の式による値は十分な精度で実験値に対応していると言える。また、本報の式による値は有限要素法による値よりも全般的に幾分大きく計算されているが、これには、前者では杭剛性が考慮されているのに対して、後者では均等反力としていることの誤差も含まれている。いずれにしてもその差は小さく、亀裂荷重のバラツキから考えると本報の式によっても有限要素法解析結果を利用して得られると同程度の精度で5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重を推定し得ると考え

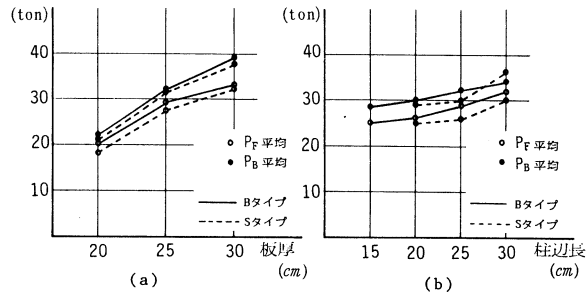


図-21 亀裂荷重

表-14 亀裂荷重実験値と計算値の比較

試験体 記号	コンクリート強度 F_c (kg/cm^2)	亀裂荷重 実験値 (ton)		有限要素法による値 (ton)		本報の式による値 (ton)	
		P_F	P_B	P_{cal}	$\left(\frac{P_F}{P_{cal}}\right) \left(\frac{P_B}{P_{cal}}\right)$	P_{cal}	$\left(\frac{P_F}{P_{cal}}\right) \left(\frac{P_B}{P_{cal}}\right)$
B-20-25-1	287	19.8	21.2	20.1(0.99)(1.05)		21.3(0.93)(1.00)	
2	298	22.3	23.4	20.4(1.09)(1.15)		21.7(1.03)(1.08)	
B-25-15-1	275	19.5	22.3	23.5(0.83)(0.95)		28.0(0.70)(0.80)	
-2	283	31.5	34.5	23.8		28.4	
B-25-20-1	290	27.0	30.3	26.4(1.02)(1.15)		29.3(0.92)(1.03)	
-2	293	27.0	29.6	26.6(1.02)(1.11)		29.4(0.92)(1.01)	
B-25-25-1	288	31.4	34.9	28.5(1.10)(1.22)		30.3(1.04)(1.15)	
-2	280	27.5	30.5	28.1(0.98)(1.09)		29.9(0.92)(1.02)	
B-25-30-1	274	29.8	33.7	30.7(0.97)(1.10)		31.5(0.95)(1.07)	
-2	272	30.6	34.2	30.6(1.00)(1.12)		31.4(0.97)(1.09)	
B-30-25-1	266	36.6	41.6	35.8(1.02)(1.16)		37.7(0.97)(1.10)	
-2	267	31.0	36.9	35.9(0.86)(1.03)		37.7(0.82)(0.98)	
S-20-25-1	282	19.4	21.5	19.9(0.97)(1.08)		21.2(0.92)(1.02)	
-2	272	18.5	21.1	19.5(0.95)(1.08)		20.8(0.89)(1.01)	
S-25-20-1	293	25.4	28.8	26.6(0.95)(1.08)		29.4(0.86)(0.98)	
-2	277	26.6	30.6	25.8(1.03)(1.19)		28.6(0.93)(1.07)	
S-25-25-1	311	25.3	29.7	29.7(0.85)(1.00)		31.5(0.80)(0.94)	
-2	291	28.7	32.2	28.7(1.00)(1.12)		30.4(0.94)(1.06)	
S-25-30-1	290	32.6	36.6	31.6(1.03)(1.16)		32.4(1.01)(1.13)	
-2	306	31.1	35.3	32.5(0.96)(1.09)		33.3(0.93)(1.06)	
S-30-25-1	292	30.4	35.4	37.5(0.81)(0.94)		39.5(0.77)(0.90)	
-2	282	35.2	42.5	36.9(0.95)(1.15)		38.8(0.91)(1.10)	
SL-20-24-1	277	17.9	20.0	17.8(1.01)(1.12)		17.8(1.01)(1.12)	
-2	305	20.0	21.3	18.7(1.07)(1.14)		18.7(1.07)(1.14)	
SL-25-25-1	288	26.7	30.2	25.5(1.05)(1.18)		24.8(1.08)(1.22)	
-2	295	29.0	31.7	25.8(1.12)(1.23)		25.1(1.16)(1.26)	
		比の平均		0.99	1.11	0.94	1.05
		標準偏差		0.079	0.072	0.093	0.095
		変動率(%)		8.0	6.5	9.9	9.0

* 加力時に一時的に亀裂荷重を上回る荷重を作用させたため実験値の信頼性が乏しいので除外

られる。

4 結 語

以上、4本杭および5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重について、主として有限要素法解析結果に基づいて検討したが、その結果を要約すると次のようになる。

- (1) 4本杭支持独立フーチングの板底面の引張主応力度の最大値はフーチングのプロポーシヨンによって板平面中央部に生ずる場合と杭近傍に生ずる場合がある。
- (2) 5本杭支持独立フーチングの板底面の引張主応力度の最大値は中央杭近傍に生ずる。
- (3) 先に著者らが提案した4本杭支持独立フーチングの亀裂荷重推定式は、板平面中央部に初亀裂を生ずるようなプロポーシヨンのものについては妥当な結果を与えるが、杭近傍に初亀裂を生ずるようなプロポーシヨンのものについては適用出来ないと考えられる。
- (4) 4本杭および5本杭支持独立フーチングの有限要素法解析結果を整理して、板底面の最大引張主応力度略算式を導いた。その略算値は十分な精度で有限要素法解析値と近似する。
- (5) 最大引張主応力度略算式による値を用いて求めた亀裂荷重($P_{cal} = f_b \cdot P_d^2 \cdot 1/\sigma_{cal}$)は4本杭並びに5本杭の場合とも良く実験値に対応した。従って、本報の最大引張主応力度略算式を用いて実用上十分な精度で亀裂荷重を推定出来ると考えられる。
- (6) 5本杭支持独立フーチングの杭反力は、亀裂発生以前の弾性に近い範囲では、均等であるとしても設計上大きな問題はないと考えられる。

終りに、本研究は、本学大学院修了生 西博康，吉田光徳，学部卒業生 杉田朝美，奥井浩，祖父江勝利，高橋友彦，諸隈憲司，堀井香里の諸氏をはじめ，多くの方々のご協力のもとに行なわれたものであることを記し，心から感謝申し上げます。また，本報をまとめるに際してご助力下さった富士川富士子技官並びに大学院生 北沢美穂氏にお礼申し上げます。

(昭和61年5月21日 受理)

参 考 文 献

- 1) 小川，大築，細矢，日隈，小幡：“杭支持独立フーチングの応力について－Ⅶ（有限要素解析結果の検討）”，建築学会北海道支部研究報告集No.52，昭和55年3月，p.65～68
- 2) 細矢，大築，橋本，鈴木：“杭支持独立フーチングの初亀裂荷重について”，建築学会北海道支部研究報告集No.54，昭和56年3月，p.36～39
- 3) 大築，和田，他4名：“鉛直荷重を受ける4本杭支持独立フーチングの破壊実験”，建築学会北海道支部研究報告集No.55，昭和57年3月，p.75～78
- 4) 大築，他5名：“鉛直荷重を受ける4本杭支持長方形独立フーチングの破壊実験その1，その2”建築学会北海道支部研究報告集No.55，昭和57年3月，p.79～82，No.56，昭和58年3月，p.165～168
- 5) 小幡，大築：“鉛直荷重を受けるくい支持独立フーチングの初びわれ荷重に関する研究”，建築学会論文報告集第324号，昭和58年2月，p.104～109
- 6) 大築，西，土屋：“有限要素法による鉛直荷重を受ける5本杭支持独立フーチングの解析(Ⅰ)，(Ⅱ)”，

鉛直荷重を受ける4本杭および5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重に関する研究

- 建築学会北海道支部研究報告集No.57, 昭和59年3月, p.229~236
- 7) 西, 大築, 土屋: “5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重について”, 建築学会北海道支部研究報告集No.57, 昭和59年3月, p.237~240
- 8) 大築, 西, 土屋, 小幡: “鉛直荷重を受ける5本杭支持独立フーチングの有限要素法解析 I, II”, 建築学会大会学術講演梗概集(関東), 昭和59年10月, p.1899~1902
- 9) 大築, 吉田, 土屋, 他4名: “鉛直荷重を受ける5本杭支持独立フーチングの実験 その1, その2”, 建築学会北海道支部研究報告集No.58, 昭和60年3月, p.49~56
- 10) 大築, 吉田, 土屋: “鉛直荷重を受ける5本杭支持独立フーチングの亀裂荷重について”, 建築学会大会学術講演梗概集(東海), 昭和60年10月, p.373~374
- 11) 大築, 金, 堀井, 土屋: “鉛直荷重を受ける4本杭支持独立フーチングの有限要素法解析 その1, その2”, 建築学会北海道支部研究報告集No.59, 昭和61年3月, p.133~140
- 12) 小幡, 大築, 小川, 細矢: “杭支持独立フーチングの応力について IV (有限要素法による解析)”, 建築学会北海道支部研究報告集No.51, 昭和54年8月, p.27~30
- 13) H.T. Yan: “Bloom-Base Allowance in The Design of Pile Caps”, Civil Engineering and Public Works Review, Vol.49, No.575, May, 1954, p.493~495, No.576, June, 1954, p.622~623
- 14) J. Blénot and R. Frémy: “Semelles sur pieux”, Annales de l'Institut Technique du Batiment et des Travaux Publics, Vol.20, No.230, Feb.1967, p.223~295
- 15) 小幡, 大築: “鉛直荷重を受けるくい支持独立フーチングの終局耐力に関する研究-II”, 建築学会論文報告集第299号, 昭和56年1月, p.33~43

ネガティブフリクションを受ける建築構造物の 三次元有限要素法解析

土 屋 勉

Three-Dimensional Finite Element Analysis on Settlement Process of Building Due to Pile Downdrag

Tsutomu TSUCHIYA

Abstract

The purpose of this paper is to investigate the differential settlements of structures with pile foundations due to negative skin friction resulting from the ground subsidence.

In this paper, a three-dimensional finite element method has been presented to analyze the structure-pile-soils interaction. And further, 15 structure-pile-soils models are analyzed by this method.

The results are summarized as follows :

- 1) The differential settlements of structures generally increase in process of time and later gradually decrease, except in the case where the bearing stratum is violently undulated.
- 2) The bearing stratum for H-type causes the significant differential settlements of structures in comparison with the bearing stratum for S-type and that for E-type.
- 3) If it is difficult to ensure the end bearing capacity of piles, we may as well adopt the friction piles in order to reduce the differential settlements of structures.

1. ま え が き

近年、都市部の地盤沈下は鈍化傾向にあるものの、地下水採取規制の無い地方の平野や盆地では地盤沈下が進む傾向¹⁾にある。また、埋め立地においては圧密未了の状態で構造物を建設せざるを得ない場合も多い。このような軟弱地盤地域で構造物を設計する際は、地盤沈下に伴って基礎杭に作用するネガティブフリクション（以下 NF と記す）の問題を避けて通れない状況にある。

NF に対する調査研究は昭和40年頃より各機関で広く進められてきた。特に、実大杭による大規模でシステマチックな計測の成功^{2)~5)}は、単杭や群杭に作用する NF の大きさや中立点位置等の諸性状の解明に大きく貢献した。また、理論的研究^{6)~9)}の進展もあり、現在では NF に対する杭基礎の設計方法も一応のまとまりを得たものになっている。

しかし、上記の研究はいずれも単杭や群杭等の一つの基礎に限定されたものであって、NF と実構造物の不同沈下を関連づけた研究¹⁰⁾は少ない。特に、この面での理論的研究は皆無であるため、NF が作用した時の建物の不同沈下の進行過程については、これまで明確に説明されてい

ないものとする。

そこで本論文では、NF を受ける建物の不同沈下過程を理論的に明らかにすることを目的にして、先に筆者が開発した有限要素法による建物の沈下過程解析法¹²⁾を拡張して NF の問題に適用すると共に、支持層の起伏の異なる三タイプのモデル計算を行って NF と建物の不同沈下の関係について比較検討した。

2. 解 析 法

2.1 単位要素

(1) 地盤の要素

変位については 8 節点直方体要素を用いて計算し、過剰間隙水圧については要素中央位置（図－1 の節点⑨）で計算することにした。この要素については筆者が有効応力理論に基づいてすでに文献¹²⁾で誘導してあるので、ここでは結果のみを簡単に以下に記す。

要素節点のつり合い式と流量の連続式を導入すると、節点力 $\{F\}$ および体積変化 $8 \cdot a \cdot b \cdot c \cdot \epsilon_v$ と節点変位 $\{\delta\}$ および過剰間隙水圧 P_w の関係は、 25×25 のマトリックスを用いて次のように表すことができる。

$$\begin{Bmatrix} \{F\} \\ \hline 8 \cdot a \cdot b \cdot c \cdot \epsilon_v \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} [K_E] & [K_P] \\ \hline [K_P]^T & 0 \end{pmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \{\delta\} \\ \hline P_w \end{Bmatrix} \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 $[K_E]$: 有効応力の剛性マトリックス（一般に用いられている 24×24 の直方体要素の剛性マトリックス）

$$[K_P] : \text{過剰間隙水圧マトリックス} = [K_{PU} \ K_{PV} \ K_{PW}]^T$$

$$[K_{PU}] = b \cdot c \cdot [-1 \ -1 \ -1 \ -1 \ 1 \ 1 \ 1 \ 1]^T$$

$$[K_{PV}] = a \cdot c \cdot [-1 \ -1 \ 1 \ 1 \ -1 \ -1 \ 1 \ 1]^T$$

$$[K_{PW}] = a \cdot b \cdot [-1 \ 1 \ -1 \ 1 \ -1 \ 1 \ -1 \ 1]^T$$

(2) 上部構造および杭の要素

柱・梁および杭には、軸力、2つの主軸面内における曲げおよびねじりを考慮した図－2 に示す梁要素を用いた。この要素は応力および時間に依存しない線型弾性体であると仮定して材料常数を定めた。

(3) 杭周面と地盤の境界の要素

杭周面と地盤の間ではすべりが発生するものとして、両者をせん断バネで結合した。このバネ係数 K_s は、杭周面のすべり量 W_{sl} の値によって次のように表されるものとした。

$$\left. \begin{array}{ll} |W_{sl}| \leq W_{slf} \text{ の時 } K_s = \alpha \cdot \sigma_v' / W_{slf} \\ |W_{sl}| \geq W_{slf} \text{ の時 } K_s = 0 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

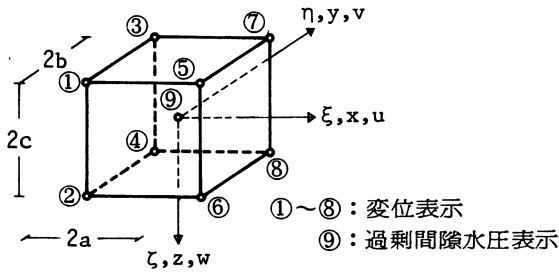


図-1 地盤の要素

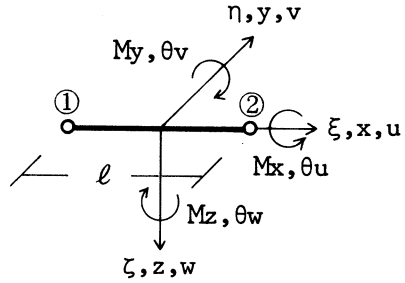


図-2 柱、梁および杭の要素

ただし、 W_{slf} ：杭周面摩擦力 f が最大値に達する時のすべり量

α ：杭周面最大摩擦力 f_{max} と杭周面地盤の鉛直方向有効土被り圧 σ_v' の比例係数

また、杭先端以深の地盤は杭先端沈下量 W_{pb} が限界沈下量 W_{lim} 以下では地盤の N 値に応じた鉛直バネ係数 K_v をもつが、 W_{lim} を越えると $K_v = 0$ となる弾塑性バネで表されるものとした。

2.2 沈下過程の計算

(1). 粘土層の体積変化

粘土層は建物自重による圧密がすでに終了して正規圧密状態になっているものと仮定した。荷重の初期条件は、杭先端の支持地盤である砂れき層の水頭が一律に h だけ瞬時に低下したことによる粘土層の過剰間隙水圧であり、各位置によって図-3 のような三角形分布となる。

上記の過剰間隙水圧が時間と共に消散することに伴う粘土層の体積変化については、Biot の多次元圧密方程式を図-4 の格子で差分化して、微小時間 Δt 後の体積歪 $\epsilon_{v(t+\Delta t)}$ を次のように求める。

$$\epsilon_{v(t+\Delta t)} = \epsilon_{v(t)} + \Delta t \cdot \frac{2}{\gamma_w} \cdot \left\{ \frac{l_5(P_6 - P_0) - l_6(P_0 - P_5)}{l_5 \cdot l_6(l_5 + l_6)} \cdot k_x + \frac{l_3(P_4 - P_0) - l_4(P_0 - P_3)}{l_3 \cdot l_4(l_3 + l_4)} \cdot k_y + \frac{l_1(P_2 - P_0) - l_2(P_0 - P_1)}{l_1 \cdot l_2(l_1 + l_2)} \cdot k_z \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 γ_w ：水の単位体積重量

k_x, k_y, k_z ： x, y, z 方向の透水係数

境界層においては、(3)式の過剰間隙水圧 P_w と要素間距離 l について図-5 に示すような処理を行う。即ち、地表面と支持層上面の排水面では、 P_w を 0、 l を中心になる直方体要素の辺長の $1/2$ とする。また、対称面では隣接する要素の P_w を等しいと仮定する。

先に述べた各单位要素をアセンブルした全体マトリックスに(3)式で求めた $\epsilon_{v(t+\Delta t)}$ を代入し

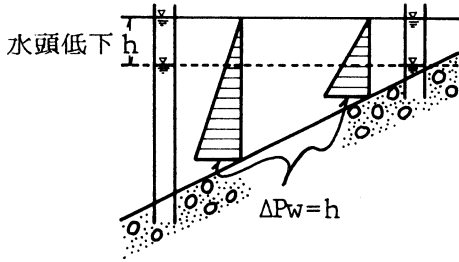
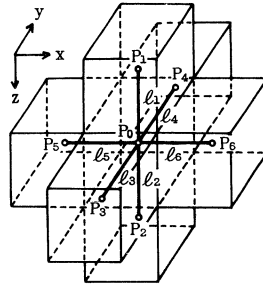


図-3 初期過剰間隙水圧



P_0 : 求めようとする
直方体要素内の
過剰間隙水圧
 $P_1 \sim P_8$: 隣接する直方体
要素内の過剰間
隙水圧
 $l_1 \sim l_8$: 中央の要素と隣
接する要素との
図心距離

図-4 差分の格子

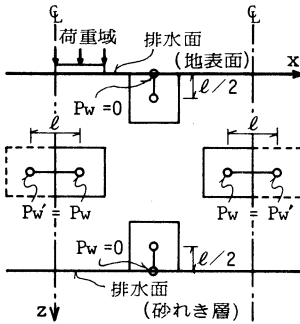


図-5 過剰間隙水圧の境界条件

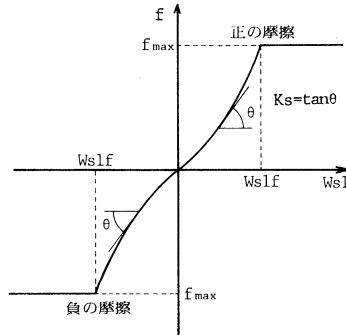


図-6 杭周面摩擦力～すべり量関係

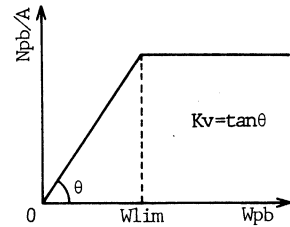


図-7 杭先端軸力～沈下量関係

て連立一次方程式を解くことによって、 Δt 時間後の節点変位と過剰間隙水圧を逐次計算によって求めることができる。

(2) 杭周面すべりおよび杭先端沈下の非線型性

杭周面と地盤の境界が(2)式で表されるとすると、圧密の進行と共に σ_v' が増加するのですべり量が大きくなるにつれて K_s も大きくなるため、一般には図-6のように杭周面摩擦力～すべり量関係は非線型になる。また、杭先端荷重～沈下量関係は図-7に示すように W_{lim} を境にしてバイリニア型になる。

上記の非線型性を計算に採り入れるにあたって、本論文では全体の剛性マトリックスを作り変える代わりに等価節点力を加えて計算する応力伝達法を用いた。一般には平衡条件が満たされるまで反復して解の修正を行う必要があるが、(3)式の差分式の安定性を保つための Δt がかなり小さいことを考慮して、ここでは荷重段階を多くする代わりに各段階の反復回数を1回にとどめた。なお、この方法による解析精度については別途検討¹³⁾して特に問題がないことを確認している。

3. モデル計算例とその考察

3.1 解析モデル

建物は 8×2 スパン 3 層の立体骨組で構成される比較的細長い形状であり、長辺方向および短辺方向にそれぞれ 96m および 36m の等間隔に建物が配置されているものと仮定した。建物の中央部、辺部、隅角部で柱下にそれぞれ 4 本、2 本、1 本の杭を配したが、群杭となることによる相互作用を無視して単杭と同様の挙動を示すものと仮定した。これらの諸常数を表-1 に示す。

上記の建物が図-8 に示すような起伏形状の異なる 3 タイプの支持層に杭支持される場合を解析対象とした。E タイプは支持層の深度が建物平面位置で全て等しい場合である。H および S タイプは建物の長辺方向に支持層の深度が異なる場合を想定したものであり、前者は支持層の深度が建物の中央部よりも両端で大きい場合で、後者はそれと逆の形状となる場合である。なお、建物の短辺方向の支持層深度は変化しないものと仮定した。したがって、E タイプでは杭長が全て $l = 40\text{m}$ であるのに対して、H および S タイプではそれが $l = 20 \sim 40\text{m}$

表-1 解析モデルの諸元

上部構造	2, 3, R 階梁断面	: $40\text{ cm} \times 80\text{ cm}$
	柱断面	: $60\text{ cm} \times 60\text{ cm}$
	ヤング係数	: $2.1 \times 10^5\text{ kg/cm}^2$
	せん断弾性係数	: $0.9 \times 10^5\text{ kg/cm}^2$
基礎	基礎梁断面	: $40\text{ cm} \times 120\text{ cm}$
	ヤング係数	: $2.1 \times 10^5\text{ kg/cm}^2$
	せん断弾性係数	: $0.9 \times 10^5\text{ kg/cm}^2$
	杭径	: 40 cm
地盤	肉厚	: 6.5 cm
	ヤング係数	: $4.2 \times 10^5\text{ kg/cm}^2$
	せん断弾性係数	: $1.8 \times 10^5\text{ kg/cm}^2$
	水中単位体積重量 γ_s'	: $0.7 \times 10^{-3}\text{ kg/cm}^3$
地盤	水の単位体積重量 γ_w	: $1.0 \times 10^{-3}\text{ kg/cm}^3$
	透水係数 k_x, k_y, k_z	: 0.12 cm/day
	粘土骨格のヤング係数 E_s'	: 11.11 kg/cm^2
	粘土骨格のポアソン比 ν_s'	: $1/3$
	(圧密係数 C_v)	: $2 \times 10^{-3}\text{ cm}^2/\text{day}$
	(体積圧縮係数 mv)	: $6 \times 10^{-2}\text{ cm}^2/\text{kg}$

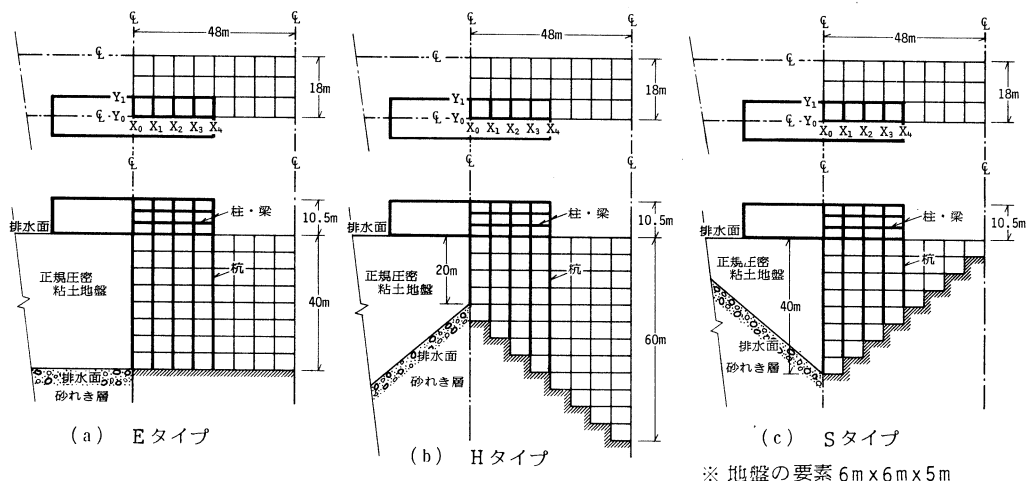


図-8 解析モデルの要素分割

となる。このような支持層の形状を想定したのは、沖積低地は起伏の激しい谷間に発達する例が多く、そこではNF障害も発生し易いものと思われたことによる。

杭先端のバネ係数として、 $K_v = 0, 25, 50, 250, \infty$ (kg/cm^3) の5種類を設定した。ただし、同一モデルにおいては建物平面位置にかかわらず全て同じバネ係数をもつものと仮定した。 $K_v = 250 \text{ kg}/\text{cm}^3$ はN値50以上の十分な層厚を有する砂れき層に打ち込まれた支持杭（文献¹⁴⁾を元に $\phi 400$ の杭に換算）を想定した。また、 $K_v = \infty$ は杭先端の沈下を全く許さない場合、 $K_v = 0$ は摩擦杭、 $K_v = 25 \text{ kg}/\text{cm}^3$ および $K_v = 50 \text{ kg}/\text{cm}^3$ は不完全支持杭を想定したものである。

以上述べた3タイプの支持層形状と5種類の杭先端バネ係数を組み合わせた都合15ケースについて解析することにし、ここではモデル名を○-△（○は支持層形状：E・H・S、△は杭先端バネ係数：0・25・50・250・ ∞ ）と記す。その他に、上部構造と杭体を取り除いた地盤のみの三次元圧密解析（E-NP, H-NP, S-NP）も実施した。

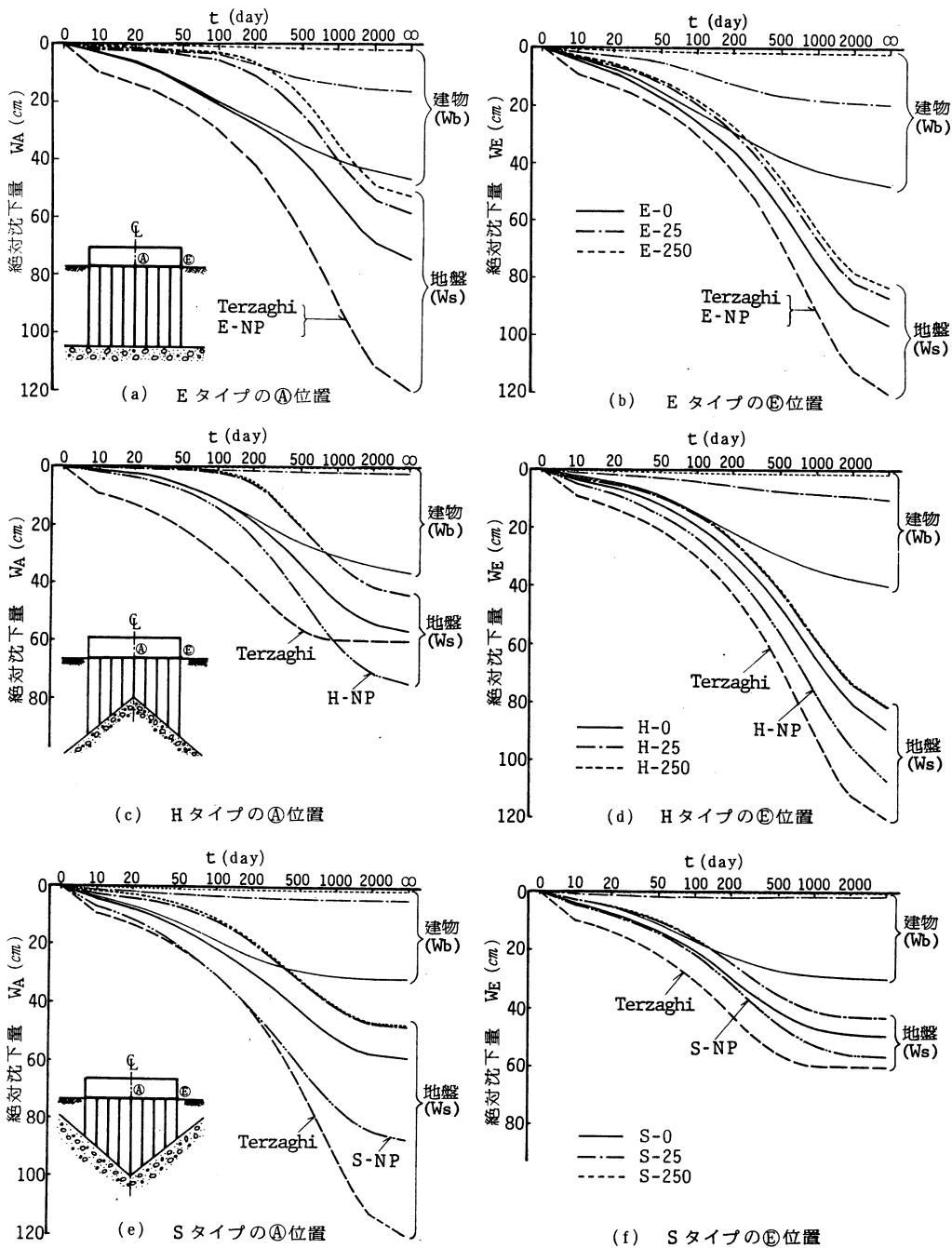
なお、全モデル共に支持層の水頭低下を $\Delta h = 10 \text{ m}$ と設定した。また、図-6および図-7に示した杭周面および杭先端に関する常数は、文献¹⁵⁾¹⁶⁾を参考にして $\alpha = 0.3$ 、 $W_{\text{slf}} = 3 \text{ cm}$ 、 $W_{\text{lim}} = 3 \text{ cm}$ と仮定した。粘土層は地表面から支持層まで一様に分布しており、正規圧密状態の沖積粘性土の常数として、文献¹⁷⁾¹⁸⁾を参考にして $M_v = 6 \times 10^{-2} \text{ cm}^2/\text{kg}$ 、 $C_v = 2 \times 10^3 \text{ cm}^2/\text{day}$ と仮定した。要素分割についてはこれまでの検討結果¹²⁾を基に、図-8のように設定した。これらの条件における圧密過程の時間刻みは $\Delta t = 2/3$ 日となり、それを用いて $t = 2000$ 日まで圧密計算した後、その時点の過剰間隙水圧を100ステップに分けて強制的に取り除く手法により終局状態を計算した。

3.2 地盤および建物の沈下量

図-9は、建物の中央部④および端部⑤について、地盤と建物沈下量の経時変化を示したものである。なお、 $K_v = 50 \text{ kg}/\text{cm}^3$ 以上の本解析モデルでは互いに極めて近似していたので、図には $K_v = 250 \text{ kg}/\text{cm}^3$ のモデルを代表として示してある。

自然地盤におけるTerzaghiの一次元圧密曲線と地盤のみを三次元圧密解析したNPモデルを比較すると、Eタイプにおいては両者が一致するのに対して、HおよびSタイプでは両者がかなり異なっている。Terzaghiの値は、 $t = 0 \sim 200$ 日では④と⑤ではほぼ同様の推移を示すが、その後層厚が20mの個所（Hタイプの④、Sタイプの⑤）の沈下が停滞するため、徐々に④と⑤の差が拡大して最終的にはそれぞれ層厚に比例した沈下量となる。このように層厚に応じた固有の沈下速度をもつTerzaghiの値に対して、NPモデルでは終局へ至るまでの沈下速度が④と⑤で平均化される傾向がある。これは間隙水圧の消散が速い層厚の小さな個所へ層厚の大きな個所の間隙水圧が流入することによる影響である。

次に建物と杭体を考慮した時の地盤沈下についてみると、上記のTerzaghiやNPモデルに比



図一 地盤および建物沈下量の経時変化 (Y₀断面)

べて大幅に小さくなっている。杭先端の拘束が無い $K_v = 0$ のモデルにおいても、地表面沈下は上記の値よりも小さい。これは杭体自身の鉛直剛性によるものである。 $K_v = 25 \text{ kg/cm}^3$ と $K_v = 250 \text{ kg/cm}^3$ のモデルに着目すると、E および H タイプの㉔の沈下が $t = 0 \sim 100$ 日までかなり小さいことや、S タイプの㉔の沈下が $t = 1000$ 日後にようやく㉔の沈下よりも大きくなることが分る。これは杭による地盤沈下の拘束が小さい建物の周辺部からその大きい中央部へと時間の経過に伴って徐々に地盤沈下が進行することを表している。

次に建物沈下の経時変化についてみると、全般的に圧密初期では地盤沈下に追従し、特に $K_v = 0$ のモデルではその傾向が著しい。ところが、時間の経過と共に建物沈下が停滞して地盤沈下との差が大きくなる。なお、 $K_v = 25 \text{ kg/cm}^3$ のモデルで建物沈下がある時点（E タイプの㉔： $t = 150$ 日、E タイプの㉔： $t = 40$ 日、H タイプの㉔： $t = 80$ 日）で急増するのは、その位置の杭先端支持力がそこで極限值に達するためである。

図-10は、終局時について地盤および建物の沈下分布を示したものである。層厚に比例する Terzaghi の値に比べて、地盤の剛性を考慮しながら三次元圧密解析したHおよびSタイプのNPモデルでは極めて平均化された地表面沈下となる。即ち、最深部と最浅部におけるNPモデルの地表面沈下の差は、Terzaghi のそれに比べてHおよびSタイプでそれぞれ40%および70%程度である。したがって、Terzaghi の一次元圧密理論で自然地盤沈下を算定することは、支持層が傾斜している場合には問題があるものとする。

次に、建物と杭体を考慮した時の地盤沈下についてみると、杭周辺の地盤沈下が抑制されるため、E

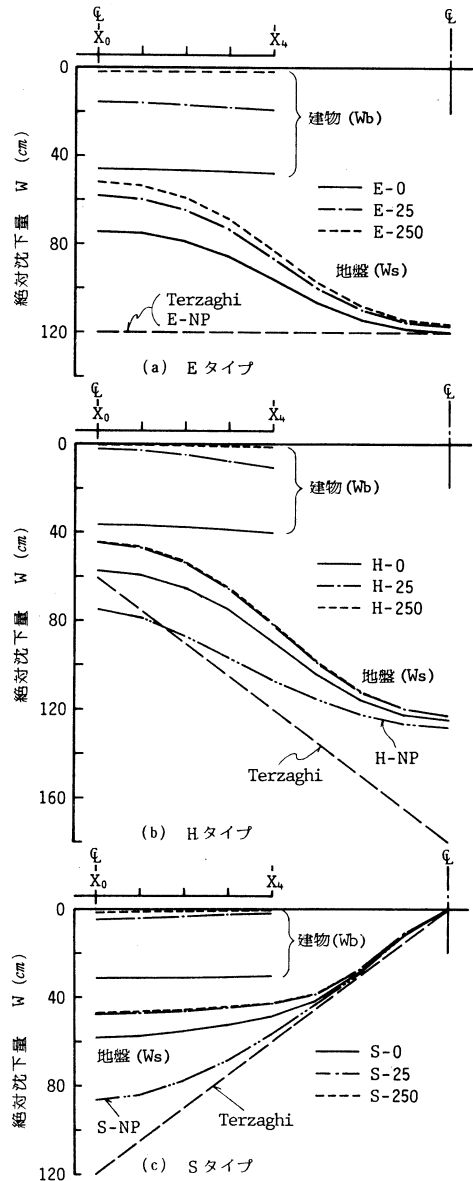


図-10 地盤および建物の沈下分布
(Y_0 断面、終局時)

およびHタイプではNPモデルに比べて建物敷地内の地盤と建物周辺の地盤との差が増大し、Sタイプでは逆にそれが減少する。地盤および建物の沈下量は杭先端地盤係数 K_v の増加に伴って減少するが、地盤と建物の沈下差即ち杭頭抜け上り量はそれに伴って増加する。なお、EおよびHタイプの杭頭抜け上り量は建物中央部で小さく端部で大きくなるのに対して、Sタイプでは建物平面位置によってあまり変わらない。

3.3 建物の相対沈下

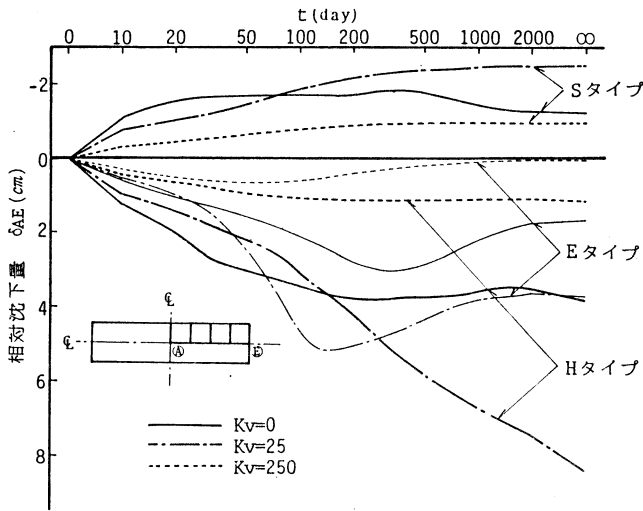


図-11 建物相対沈下量の経時変化

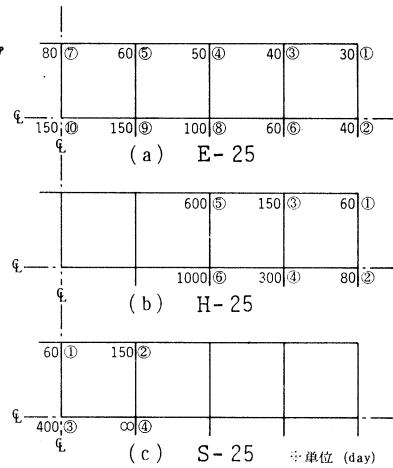


図-12 杭先端支持力が極限に達した時点とその順序

図-11は建物中央部と端部の相対沈下 δ_{AE} の経時変化である。それによると、Eタイプの δ_{AE} は最初時間と共に増加して、ある時点で最大になった後減少している。この理由については次のように考えられる。杭先端支持力が極限に達した時点を示した図-12によると、E-25のそれは建物周辺部で早く中央部へ近づく程遅くなっている。E-25の δ_{AE} が最大になるのは $t=150$ 日であり、建物中央部の杭先端支持力が極限に達した時点に一致している。即ち、建物中央部の沈下がこの時点以降に急増することになり、その結果 δ_{AE} の減少となって表れたものと考えられる。また、杭先端がこのような変化しないE-0やE-250においては、地盤沈下が建物周辺部で早く中央部に近づく程遅れるため、圧密初期では周辺部杭の沈下が生ずるが、まもなく杭周面摩擦力がフルモビライズ(FML)の状態になり、地盤沈下の影響をあまり受けなくなる。それに対して、中央部杭ではまだ周面摩擦力を受け入れる余裕があるため、摩擦力に応じた杭体沈下が生じた結果、先にFMLの状態になった杭との相対沈下が減少するものと考えられる。なお、相対沈下が最大になる時点は、 K_v の大きい程、建物周辺に近い断面程早くなる傾向がある。

上記の E タイプの推移に対して、H および S タイプの δ_{AE} は $K_v = 0$ のモデルを除けばほぼ終局へ至るまで増加している。一般には建物端部が先に沈下して徐々に中央部へ沈下が移行するのであるが、H タイプでは端部の層厚が大きいことから、沈下の停滞する時期が遅れて中央部の停滞時期にほぼ一致するため一方的に (ー) 型の δ_{AE} が進行するものと思われる。また、S タイプでは層厚の小さい端部の沈下が初期に停滞して中央部のみが沈下するため (ー) 型の δ_{AE} が進行するものと考えられる。

図-13は終局時における建物の相対沈下分布である。長辺方向については、全体的に E および H タイプで (ー) 型、S タイプで (ー) 型となるが、部分的に逆の分布を示す個所もある。短辺方向については一般に (ー) 型となるが、 K_v の大きさや断面によっては (ー) 型になる個所もある。ただし、杭体の周面摩擦力の全てが FML の状態になっているわけではないので、今後更に地盤沈下が進めば上記の相対沈下分布は幾分変動するものと思われる。

次に相対沈下の大きさを比較すると、 δ_{AE} は大きい順に、H, E, S タイプとなり、S タイプのような支持層の形状はそれ程問題にならないものと思われる。全

タイプ共に支持杭を想定した $K_v = 250 \text{ kg/cm}^2$ のモデルの δ_{AE} が最小となる。また、不完全支持杭を想定した $K_v = 25 \text{ kg/cm}^2$ のモデルの δ_{AE} が最大となり、摩擦杭を想定した $K_v = 0$ のモデルの 2 倍程度になる。特に、H タイプの $K_v = 25 \text{ kg/cm}^2$ のモデルでは、図-12に示すように、中央部の $X_0 \sim X_1$ 断面の杭先端支持力がまだ弾性範囲にあるのに、端部の $X_2 \sim X_4$ 断面の杭先端支持力が

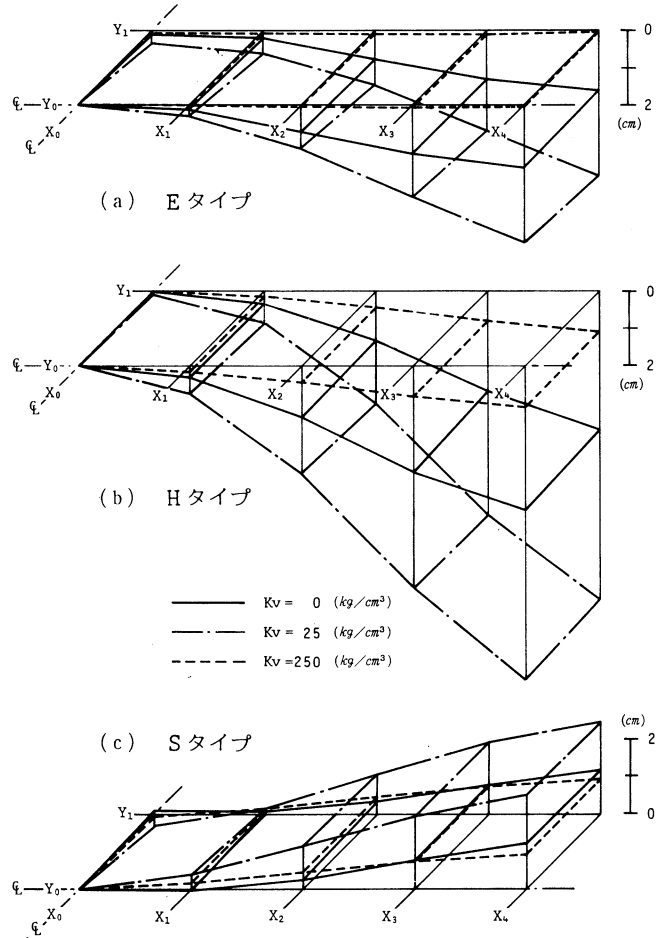


図-13 建物の相対沈下分布 (終局時)

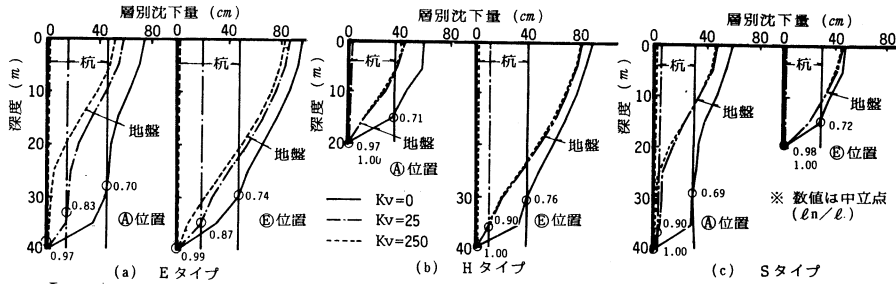


図-14 杭および地盤の層別沈下分布 (Y₀断面,終局時)

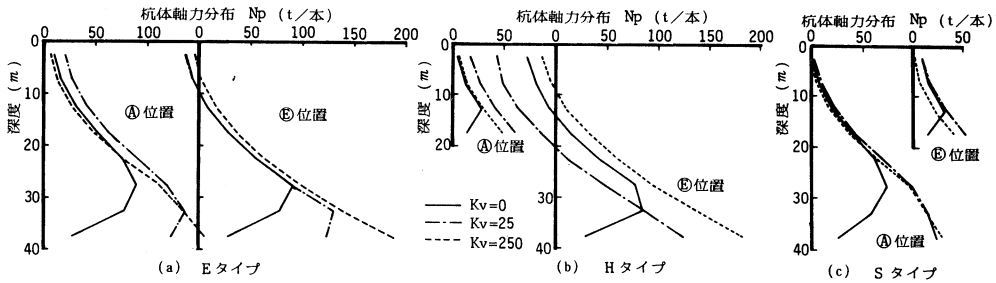


図-15 杭体軸力分布 (Y₀断面,終局時)

極限に達しているために、極めて大きな δ_{AE} が発生している。これらのことから、相対沈下に伴う障害を防止するには、少なくともこのような不完全支持杭の採用を避けるべきであって、もし十分な先端支持力を確保することが不可能なら、むしろ完全な摩擦杭を採用するのが良いものとする。

3.4 杭体軸力および上部構造応力

図-14は杭と地盤の層別沈下分布である。地盤は一般に深部程圧縮量の大きい2次曲線の沈下分布となるが、EおよびSタイプの④位置では杭周囲のすべり量（杭と地盤の変位差）の小さい領域がある。この領域では杭周囲摩擦力がFML状態ではなく、今後の地盤沈下によって杭体軸力が増加する可能性がある。地盤と杭の沈下量が一致する深度は、建物中央部よりも周辺部で幾分深くなることや地盤沈下の進行と共に浅くなる傾向がみられた。終局時の中立点(l_n/l)を求めると、摩擦杭で0.69~0.76、不完全支持杭で杭先端支持力が極限に達しているものは0.83~0.90、支持杭で1.0となって、実測例¹⁵⁾にほぼ近似している。

杭体軸力分布を示した図-15によると、杭頭部が建物によって連結されているために、NF荷重の他に建物の相対沈下による杭体軸力が付加される。その結果、Hタイプの $K_v = 25 \text{ kg/cm}^2$ の

モデルでは建物自重 (45t/本) を差し引いても、㊤位置の杭頭では引張力が作用することになる。このことは、NF を受ける建物の杭頭部を事前に切り離しておく等の対策の有効性を示唆するものである。

上部構造に付加される曲げモーメント分布を図-16に示した。EおよびHタイプでは(ー)型、Sタイプでは(ー)型の相対沈下分布を概ね反映するものである。 $K_v = 25 \text{ kg/cm}^2$ のモデルではSタイプを除いて極めて大きな曲げモーメントが発生しており、柱・梁の構造障害が予想される。なお、杭頭のモーメントが時間の経過に伴って一方的に増加することや、(ー)型の相対沈下であるにもかかわらず基礎梁に引張力が作用すること等は、地盤の水平方向圧密の影響であるものと思われる。

4. ま と め

以上、ネガティブフリクションを受ける建築構造物の沈下過程解析法を提示すると共に、モデル計算を行って支持層の起伏形状や杭先端条件が建物の不同沈下

に与える影響について理論的考察を試みた。その結果をとりまとめると以下のようなになる。

- (1) 支持層深度が起伏している条件のもとで、地盤の剛性を考慮しながら三次元圧密解析して求めた自然地盤沈下の平面分布は、Terzaghi の一次元圧密理論値に比べて大巾に平均化される。
- (2) 地盤沈下は建物の周辺部から徐々に中央部へと進行するために、建物の相対沈下は一般にある時点で最大になった後減少する傾向がある。ただし、支持層が起伏している場合には相対沈下が一方的に増加するケースもある。
- (3) SタイプよりもHタイプの支持層形状が建物に大きな相対沈下を引き起こす。特に、杭先

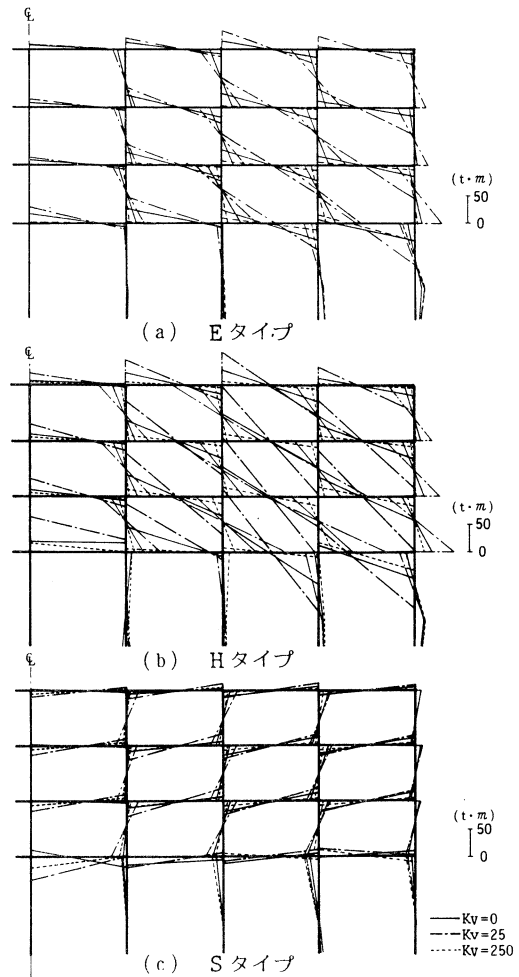


図-16 上部構造曲げモーメント分布
(Y₀断面,終局時)

端支持力が極限に達しているものとそれに達していないものが混在している場合には、支持杭や摩擦杭を用いた場合に比べて相対沈下が著しく大きくなって不同沈下障害が懸念される。

(4) 杭体軸力の中立点深度はこれまでの実測例に概ね一致する。

終りに、本研究を行うに当りご助言を賜りました本学教授・大築和夫博士および北海道大学教授・小幡守博士、ならびに卒業研究として解析にご協力頂いた山口元氏および古山浩昭氏に対して深く感謝致します。

(昭和61年5月21日 受理)

参 考 文 献

- 1) 環境庁編：環境白書，pp. 277～283，1984
- 2) 遠藤正明：ネガティブフリクション 鋼グイ，土質基礎工学ライブラリー 6，土質工学会，1969
- 3) 岡部達郎・鬼頭 誠：武蔵野ヤードにおけるネガティブフリクションの実験，構造物設計資料，No. 27，1971. 9
- 4) 井上嘉信・小林幸男：東京下町低地におけるネガティブフリクションの実測，清水建設研究所報第24号，1975. 4
- 5) 堤 一高・根井基雄：ネガティブフリクションの測定結果について，土と基礎，1975. 7
- 6) 横尾義貫・山肩邦男・長岡弘明：単杭に作用する Negative Skin Friction の理論解，日本建築学会論文報告集第133号，1967. 3
- 7) 木村 孟・成田国朝・甲斐統治郎：ネガティブフリクションの F. E. M. 解析，第8回土質工学研究発表会，1973. 6
- 8) H. G. Poulos and E. H. Davis：Prediction of Downdrag Forces in End-Bearing Piles, Proc. of A. S. C. E., Geotech. Eng. Div., 1975. 2
- 9) 山肩邦男・八尾真太郎：鉛直群杭の荷重～沈下挙動に関する研究 その3，日本建築学会論文報告集第271号，1978. 9
- 10) 井上嘉信・小粥庸夫：負の摩擦力による建物の不同沈下とその考察，清水建設研究所報第22号，1974. 4
- 11) 福井 實・川村政美・南條恒雄：鉄骨造平家建倉庫の沈下測定について その2，日本建築学会大会学術講演梗概集，1978
- 12) 土屋 勉・大築和夫・小幡 守：軟弱地盤における建築構造物の即時沈下および圧密沈下の三次元有限要素法解析，日本建築学会構造系論文報告集第361号，1986. 3
- 13) 内田哲也：軟弱地盤に支持された構造物の沈下過程に関する理論的研究，室蘭工業大学修士論文，1986. 2
- 14) 高野昭信・岸田英明：埋め込み杭先端の荷重～沈下関係の推定法，第12回土質工学研究発表会，1977
- 15) 井上嘉信・小林幸男・玉置克之：杭に働く負の摩擦力の性状に関する考察，清水建設研究所報第24号，1975. 4
- 16) BCP Committee：Field Tests on Piles in Sand, Soils and Foundations, Vol. 11, No. 2, 1971
- 17) 最上武雄・他：土木学会監修 土質力学，技報堂，1969
- 18) 渡辺 進：工学的な性質 軟弱地盤の調査・設計・施工法，土質基礎工学ライブラリー 1，土質工学会，1966
- 19) 土屋 勉・山口 元・大築和夫：ネガティブフリクションを受ける建築構造物の沈下過程解析，日本建築学会北海道支部研究報告集，1985. 3

土 屋 勉

- 20) 土屋 勉・大築和夫・山口 元・古山浩昭：ネガティブフリクションを受ける建築構造物の沈下過程解析 その2，日本建築学会北海道支部研究報告集，1986. 3

腰壁たれ壁付き鉄筋コンクリート柱の剛性と 終局強度に関する研究

荒 川 卓・荒 井 康 幸・溝 口 光 男

Experimental Study on the Stiffness and Ultimate Strength of Reinforced Concrete Columns with Spandrel Walls

Takashi ARAKAWA, Yasuyuki ARAI and Mitsuo MIZOGUCHI

Abstract

The effect of spandrel walls on the stiffness and ultimate strength of reinforced concrete columns was studied. Twenty-six columns are subjected to cyclic loading with deflection-control. The effect of connecting position of the walls can be neglected to estimate the yield stiffness and ultimate strength of reinforced concrete columns. The strength, however, is influenced by the thickness and height of spandrel walls. The effective height of column with spandrel walls by the AIJ Code is found to be conservative. The more effective equations to estimate the stiffness and ultimate strength for the columns with spandrel walls are proposed herein.

I はじめに

鉄筋コンクリート（以下 RC と略記）造建物の外壁面の柱には、腰壁やたれ壁などが付加されることが多い。このような小壁の存在は、RC 柱を短柱化させるために、柱の破壊性状や剛性並びに終局強度にも大きな影響を与える。従って、小壁付き柱を設計する場合には、小壁の付加条件を考慮し、上下の壁縁からの剛域を適切に定めて柱の有効高さを決めるのが原則^{1,2)}である。小壁付きの柱の繰返し加力時における諸性状把握に関する研究は、1968年の十勝沖震災を契機に、特に活発に行われるようになり、今日までにかなりの実験資料が蓄積されている。^{3~8)}しかし、小壁の厚さや高さ変化、並びに、柱への偏心付加の問題やその取扱いなどに関しては、資料不十分であり、いまだにこれらの諸点を定量的に評価されるまでには至っていない。

著者等は、上記の諸点を明らかにすることを目標として、これまでに、実大の約45%程度の縮小部材模型柱4系列26体による繰返し加力実験を行ってきた^{9~11)}。本報では、これまでの実験結果を総合し、破壊に至るまでの諸性状と、柱の剛性や強度を評価するのに必要な有効柱高さの定め方などの諸点に関する検討結果を記す。

Ⅱ 実験第 1⁹⁾

1 実験の目的

腰壁・たれ壁付き RC 柱の設計資料を得ることを目的として、柱の繰返し曲げせん断性状に及ぼす小壁の厚さと偏心付加の影響を 2 系列の実験により検討する。

2 実験の概要

A 試験体 RC 造 3～4 階建ての学校建物の 1 階外柱を対象に、これの約 45% の縮尺とした。図-1 にはその詳細を示したが、本実験では、柱に作用する水平せん断力や曲げモーメントが明確であるように、柱頭・柱脚部に取り付く小壁は、上下対称となるように配置した。

全試験体とも、柱断面 25cm 角、引張鉄筋比 0.61%，軸圧縮応力度 25 kg/cm^2 、柱の高さ 150cm で一定とした。そして、小壁の厚さを 3 種 (4, 6, 8 cm)、小壁の柱に対する付加条件を 3 種 (A, B 及び C) に変化させた 7 種類の柱に、曲げ破壊型 (記号 F, 帯筋比 0.71%) とせん断破壊型 (記号 S, 帯筋比 0.17%) の 2 系列を用意し、合計 14 体とした。

小壁の厚さ 4 cm は実大寸法 9 cm に相当し、設計時に小壁の影響を無視し得る上限値²⁾ (柱幅の 1/6 かつ 10cm) 以下の値を意図したものである。

又、帯筋比の算定に際しては、柱の内のり高さを 85cm として計算される曲げ耐力の、せん断耐力 (表-2 脚注参照) に対する比率が曲げ破壊型の柱に対しては 0.83、せん断破壊型の柱の対しては 1.10 に、それぞれ等しい

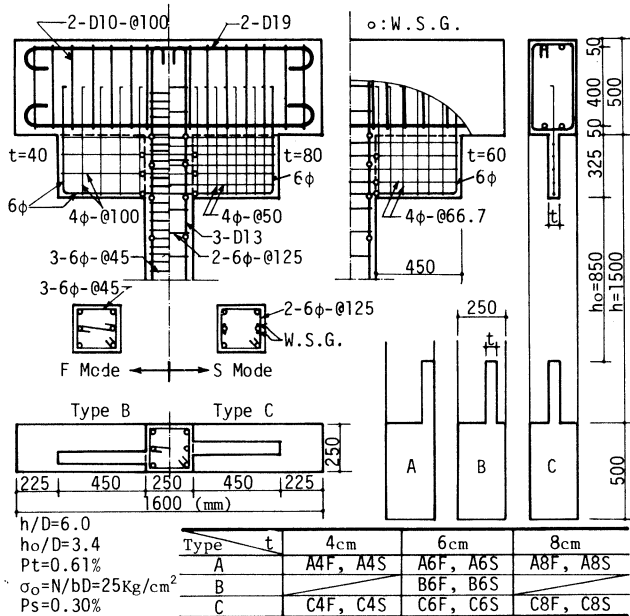


図-1 試験体の詳細

表-1 使用材料の性質

	Size	Sectional Area (cm ²)	Yield Point σ_y (kg/cm ²)	Elastic Modu. E_s ($\times 10^6$ kg/cm ²)
Longitudinal Steel	D13	(1.267)	3935	1.791
	D19	(2.870)	3730	1.874
Shear Reinf.	4 ϕ	0.121	2420	2.074
	6 ϕ	0.261	3470	2.078
	D10	(0.713)	3890	1.780
Concrete	Sand < 2.5mm, f.m.=2.40, Specific gravity=2.61			
	Gravel < 15mm, f.m.=6.13, Specific gravity=2.70			
	w/c=0.71, Mix.prop.=1:3.26:3.26, sl=18cm			
	Average of F_c =219 kg/cm ² , $E_{1/4}$ =2.13 $\times 10^5$ kg/cm ²			

(): Nominal value, Test cylinder 10 ϕ x20cm

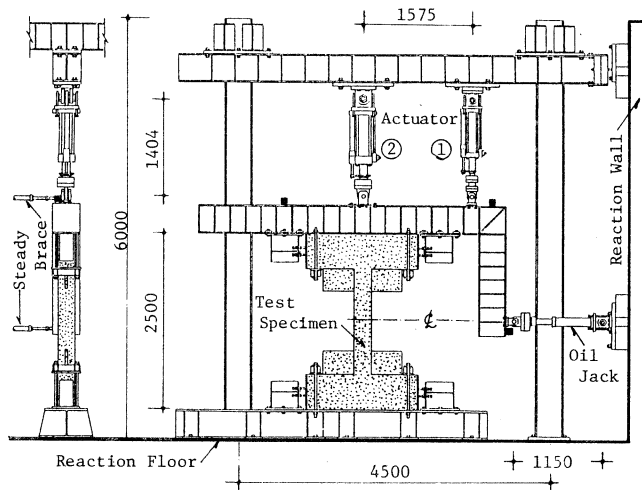
と置いて求まる値を基準とした。

B 使用材料の性質と供試体の製作 表－1には使用材料の性質を一括表示した。試験体の製作には、メタルフォームを用いて平打ち込みとし、打設3日目に脱型して所要強度の約65%を発揮するまでビニールシートで密閉養生を行い、以後、試験時まで実験室内に放置して、材令9～10週でテストを行った。

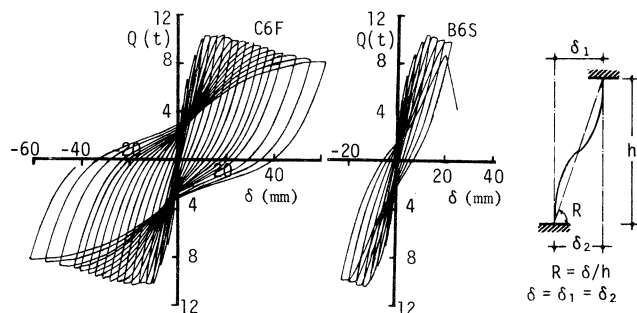
C 載荷方法 既往の載荷方法を参考に、^{12,13)} 図－2に示すようなL型フレームを介して柱に水平力と軸力とを加える。アクチュエータ①は、L型フレームの回転防止用のものである。実験中は、後述する柱頭と柱脚とを基準としたそれぞれの水平変位が常に同じ値で、かつ、軸方向力も一定となるように自動制御した。又、柱に作用する曲げモーメントやせん断力には、アクチュエータ①と②との角度変化による影響を考慮した。なお、L型フレームの■印位置3箇所には、作用水平力の直交方向に振れ防止用の振れ止めを設けた。

D 繰返し方法 図－3に示すような変位制御による繰返し方法を採用した。即ち、変位振幅漸増ピッチを2mm/cycleで正負2回の繰返しを行った後（ただしC8S柱のみは1mm/cycleで9回の繰返し後）、変位量が37～43mm（部材角 $R = 1/40 \sim 1/25$ ）となるまでは3mm/cycleのピッチで、それ以後は6mm/cycleのピッチで繰返し、全変位量が61mm（ $R = 1/25$ ）で実験を終了させることを原則とした。

E 計測方法 柱に作用する水平力や軸力の検出には、それぞれの装置に組み込まれたロードセルを用いた。又、上下のはり材軸中心線を基準とした柱頭・柱脚部の水平変位 δ_1 , δ_2 （何れも柱両側面の差動トランス2個で計



図－2 載荷方法



図－3 繰返し方法と水平変位

測した平均値)と、図-1中の○印位置における主筋と水平筋のひずみ度並びに、柱頭・柱脚付根より48.5cm区間における柱の回転量を計測した。これらの計測値は、パソコンを通じてミニフロッピーディスクに記録し、電算機により処理した。

3 実験の結果とその考察

A 破壊に至る経過

水平加力後間もなく図-4(a)に示すように、たれ壁下端縁と腰壁上端縁(以下小壁端と記す)の柱との接合部に微細なひび割れ①が発生し、これが②のように壁と柱との隅角部沿いに伸展する。この状況は、小壁の厚さが薄い柱ほど顕著である。水平力が3~5トンで柱に曲げひび割れ③が発生し、やがて図中の点線の

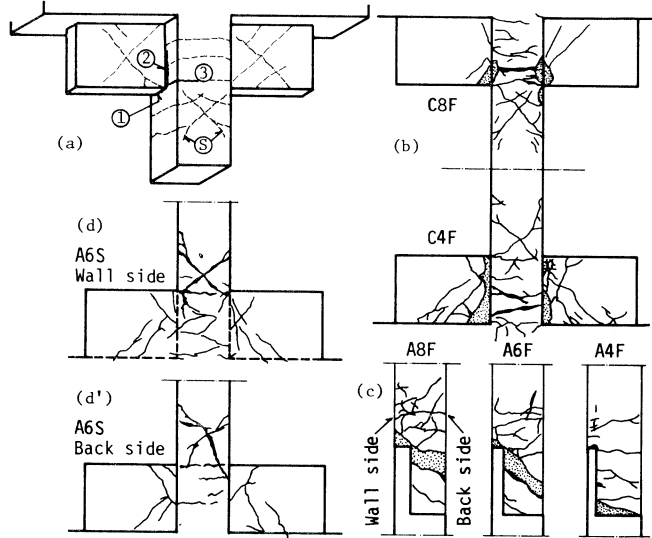


図-4 ひび割れと破壊状況

ようなひび割れ状態となる。繰返し4~5回目には、図-5に示すように、小壁端とその中間位置の主筋(位置No.15と14)が降伏ひずみに達し、その後最大荷重に達する。なお、壁が厚い場合には、No.15の主筋降伏直後にNo.14が、又、壁が薄い場合には、No.14に続いてNo.13及び15位置の主筋が順次降伏する傾向を示した。

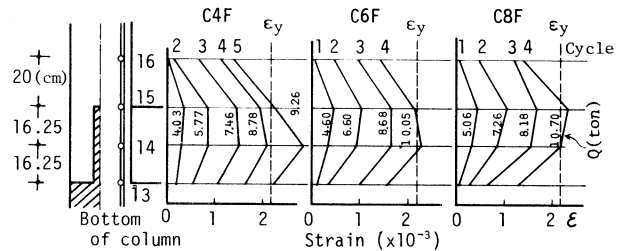


図-5 降伏強度の比較

曲げ破壊(記号F)の場合には、小壁や柱の圧壊によって徐々に保持力が低下するが、圧壊域は図-4(b)と(c)に示したように、壁厚の薄い柱ほど柱頭・柱脚部のはり付け根方向に寄った位置に生じる傾向がある。又、小壁が柱に対して偏心付加する場合には、壁偏在側の柱圧壊位置とその反対側の圧壊位置とでは、(c)図のように幾分異なる。

一方、せん断破壊(記号S)の場合には、主筋降伏直後に柱のせん断ひび割れ幅が開口して最大荷重に達したが、小壁偏在側の柱面とその裏面とでは、(d)図のように破壊域が幾分異なる。

B 諸強度について(表-2参照)

腰壁たれ壁付き鉄筋コンクリート柱の剛性と終局強度に関する研究

(1) 曲げひび割れ強度 表示のように、柱に生ずる曲げひび割れ強度計算値に対する実験値の比は、0.71~1.40平均1.08となり観察による遅速の差が大きいが、平均値の上では、両者の値はおおよそ類似していると見てよい。

(2) セン断ひび割れ強度 実験値(図-4(a)中のひび割れ⑤の柱上下における平均値)計算値(表-2脚注式、ただし $h_o=85\text{cm}$ を採用)に対する比率は、0.92~1.11平均1.00となり、両者は比較的良く一致している。

表-2 試験成績一覧

Column NO.	Fc	Elastic Stiffness tKe Kg/cm ² ton/cm	At Initial Load						At Yield Load				At Maximum Load				At Limit			Failure Mode	Symbol	
			Wall		tQBC	tQBC	tQSC	tQSC	tQy	tδy	tQy/cQy	tQu	tδu	tQBU	tQSU	tδou	tδou	cδou				
			tQwBC	tQwSC															cQBC			cQBC
C8F	221	28.53	<2.60	9.77	3.20	0.92	8.38	1.08	4	10.41	9.25	1.11	9	10.84	24.56	1.12	0.84	37.50	4.05	3.87	FC	○
C6F	226	28.63	<2.20	8.65	3.45	1.00	7.95	1.02	4	10.05	9.85	1.07	7	10.37	19.04	1.07	0.80	25.00	2.54	2.42	FC	□
C4F	222	23.28	1.15	7.18	4.20	1.21	7.00	0.99	5	9.43	12.23	1.00	5	9.46	12.58	0.98	0.74	12.58	1.03	1.27	FC	△
B6F	211	27.86	1.70	7.93	2.65	0.77	7.65	1.00	4	9.90	10.00	1.06	6	10.25	16.03	1.06	0.81	25.50	2.55	2.31	FC	◇
A8F	223	25.80	1.40	8.73	3.55	1.03	7.63	0.98	4	10.05	9.22	1.07	7	10.57	19.01	1.09	0.82	35.75	3.88	3.38	FC	●
A6F	220	26.58	1.15	9.65	4.15	1.20	7.63	0.98	4	9.93	9.87	1.06	7	10.33	19.02	1.06	0.81	26.25	2.66	2.39	FC	⊗
A4F	229	24.34	0.70	7.65	4.25	1.22	8.68	1.11	5	9.28	12.11	0.99	5	9.42	13.12	0.97	0.73	14.00	1.16	1.27	FC	▲
C8S	213	28.66	<2.40	10.25	2.70	0.79	7.55	0.98	10	10.31	10.27	1.10	11	10.58	15.04	1.09	1.12	17.50	1.70	1.81	FS	●
C6S	220	29.52	2.10	8.65	4.20	1.22	7.90	1.02	4.5	10.07	10.56	1.07	5	10.47	12.56	1.08	1.10	18.00	1.70	1.88	FS	■
C4S	213	27.92	1.40	4.37	4.15	1.21	7.33	0.95	5	9.28	12.54	0.99	5	9.41	13.04	0.97	0.99	13.75	1.10	1.25	FS	▲
B6S	214	27.70	1.60	8.63	4.80	1.40	8.10	1.05	4	9.96	10.05	1.06	5	10.45	13.05	1.08	1.10	13.05	1.30	1.47	FS	◆
A8S	218	31.91	1.95	9.40	2.45	0.71	8.28	1.07	4	9.82	9.28	1.05	4	10.04	10.07	1.03	1.05	10.10	1.09	1.13	FS	◇
A6S	218	29.81	2.25	8.15	4.60	1.34	7.35	0.95	4	9.60	10.05	1.02	5	10.02	13.06	1.04	1.05	13.06	1.30	1.48	FS	⊗
A4S	220	24.80	1.40	7.40	3.90	1.13	7.13	0.92	5	9.00	12.66	0.96	5	9.09	13.01	0.94	0.95	14.25	1.13	1.09	FS	▲

注) Fc: コンクリート強度。tKe = $tQ/t\delta$: 弾性剛性実験値($tQ=3\text{ ton}$)。cKe = $1/(\frac{h}{12E_cI_e} + 1.2h/G_A)$ 。
 $tQwBC, tQwsc$: 小壁に生ずる曲げ及び剪断ひび割れ時の剪断力実験値。
 $tQBC, cQBC$: 柱に生ずる曲げ初ひび割れ時の剪断力実験値と計算値。cQBC = $(1.8\sqrt{F_c Z_e + \sigma_{cb} D^2}/6) \times 2/h_o, h_o=85\text{cm}$ 。
 Z_e : 鉄筋考慮の断面係数、 $\sigma_{cb} = N/bD$ 。
 $tQsc, cQsc$: 柱に生ずる剪断ひび割れ時の剪断力実験値とその計算値。
 $tQy, t\delta y$: 主筋降伏時の剪断力と変位実験値。cQy = $\{g_1 a_t \sigma_y D + 0.5 \sigma_{cb} D^2 (1 - \sigma_o/F_c)\} \times 2/h$ 、 $g_1 = 0.76, h=85+2D/4$ 。
 $tQu, t\delta u$: 最大荷重時の剪断力と変位実験値。cQBU = $\{0.8 a_t \sigma_y D + 0.5 \sigma_{cb} D^2 (1 - \sigma_o/F_c)\} \times 2/h$ 、 $h=85+2D/4=97.5\text{cm}$ 。
 $cQsc = (1 + \sigma_o/150) \{0.085 \text{ kc} (F_c + 500) / (h_o/2 + 1.70)\} \times b_j$ 、 $kc = 0.82, h_o=85\text{cm}$ 。
 $cQsu = (0.9 + \sigma_o/250) \{0.23 \text{ ku kp} (180 + F_c) / (h/d + 0.23) + 2.7/P_w \sigma_{wy}\} \times b_j$ 、 $ku=0.89, kp=0.82 P_e^{0.23}, P_e=100 a_t/b(\%)$ 、 $h=97.5\text{cm}$ 。
 $t\delta ou$: 限界変位。tδou = $t\delta ou / t\delta y$: 限界塑性率(文献16)。F: 曲げ降伏、C: 圧壊、S: 剪断引張破壊。
 $c\delta ou = \sqrt{(\Sigma \sigma_y / \delta y Q_y D) + 1/4 - 1/2} \Delta + 1.0$ 、(文献16)による。

(3) 降伏強度 主筋が降伏ひずみに達する位置は、図-5や前述のA項に記したように壁厚の変化によって異なる。表-2には、同一繰返し回数で降伏ひずみに達した時のせん断力実験値の平均を示した。図-6には、 $(h_o + D/2)$ の値を柱高さとした場合の計算値と実験値との比較を、小壁の厚さ別と偏心別に示した。図中の直線は、破壊モードがF型とS型同士の平均値を結んだものである。同図(a)に示すように、壁厚の増大に伴ない両者の比率が幾分増加し、壁厚とは無関係に一率の値 $D/2$ を h_o に加算して強度算定上の柱高さとすることが不適当であることを示している。又、(b)図のように、小壁が柱に偏心付加する場合には、偏心量の増加によって計算値に対する実験値の比は、やや減少する傾向にあるが、その差は僅少である。

(4) 終局強度 図-7には、曲げ終局強度実験値の計算値に対する比率を、又、図-8には、降伏直後にせん断破壊を生じたS系列強度実験値の計算値(何れの計算値に対しても $h=85+D/2$ を採用)に対する比較を、小壁の厚さと偏心別に示した。図示のように、両図とも降伏強度の項で指摘した点と同様の傾向を示している。

(5) 終局強度実験値と既往の計算値との比較 既往の研究によれば、骨組としての小壁付き柱の曲げ終局強度は、小壁を無視した時の柱の強度に、小壁の全高さ Σh_w を関数とした強度増

大率 fr を乗じて求められるという^{5,6)}。

武田式は⁵⁾は、 $fr = 1 + 1.73 \sum hw/h$ で表わされるから、この式に本実験値 $\sum hw = 65\text{cm}$ 、 $h = 150\text{cm}$ を代入すると、 $fr = 1.75$ となる。一方、野村等の式⁶⁾は、 $fr = 1 + \sum hw/h$ で表わされるから、これに本実験値を代入すると $fr = 1.43$ となつて、両者では約23%の違いがある。これらの fr を乗じて求められる計算値に対する本実験値の比は、武田式に対しては0.82～0.98、野村等の式に対しては1.01～1.20となった。

(6) 小壁付き柱の強度算定上の有効高さ h' 図-9に示すように、小壁端から降伏ヒンジ想定位置までの距離を Sx とし、柱の内り高さを h_0 とする。この場合の h' については、柱の終局曲げモーメントは計算値 cM_{BU} と、その時のせん断力実験値 tQ_U とから次式で求める。

$$h' = 2\alpha \cdot cM_{BU} / tQ_U \quad (1)$$

式中 α は、腰壁・たれ壁が付加しない柱の曲げ強度計算値に対する実験値の比率を示す。本実験では、小壁の無い柱単体の実験を行っていないので、 α 値を定め難い。しかし、後述の図-11に示すように、壁厚の薄い C4F や A4F 柱の場合には、最大荷重以後の保持力がほぼ一定となっている。そこで、2の部分の保持力が小壁の破損によって小壁の存在を

無視した柱単体の終局強度に近似しているものと考え、この時の保持力実験値は、 $h_0 = 150\text{cm}$ とした柱単体強度の1.15倍に相当する。この値は、当研究室における既往の実験資料86体の全平

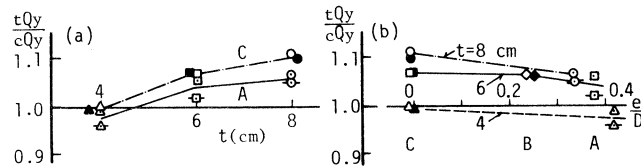


図-6 降伏強度の比較

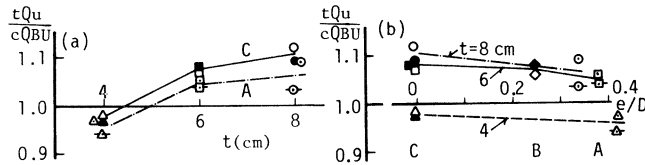


図-7 曲げ終局強度の比較

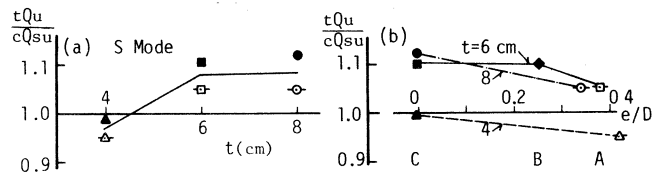


図-8 剪断強度の比較

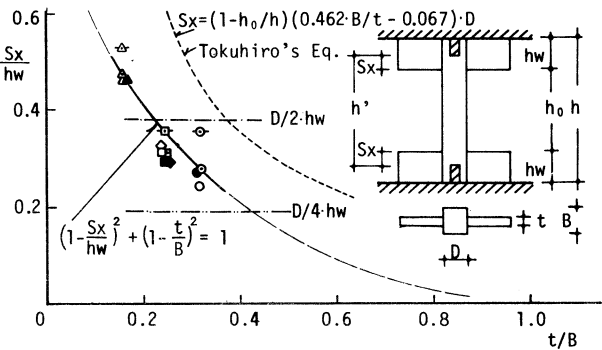


図-9 降伏ヒンジ想定位置と小壁厚さの関係

均値と一致することから、ここでは $\alpha = 1.15$ 仮定する。

(1)式で h' が求まるとすれば、 S_x は次式で与えられる

$$S_x = (h' - h_0)/2 \quad (2)$$

図-9には、上記の(2)式より求めた S_x と小壁厚さ t の関係をプロットした。図中には、せん断破壊を生じた資料についても、曲げ破壊に近い値を示したものと見なしてプロットした。今 $t/B = 1$ の時には、 S_x は小壁端と同じ位置 ($S_x/hw = 0$) にあり、小壁が極めて薄くて、これの存在を無視し得る場合には、 S_x は柱とはりの接合面 ($S_x/hw = 1.0$) 位置にあるものと仮定すると、本実験値は次の曲線式で表わされる。

$$(1 - S_x/hw)^2 + (1 - t/B)^2 = 1 \quad (3)$$

h' 採用同時の柱の曲げ強度が、小壁の存在を無視した柱高さ h を採用した時の強度増大率の形で表現できるものとする、この時の強度増大率 fr は次式で表わされる。

$$fr = h / [ho + 2hw \{1 - \sqrt{1 - (1 - t/B)^2}\}] \quad (4)$$

(4)式に $t = 8, 6, 4$ cmを代入すると、 fr はそれぞれ1.47, 1.39及び1.31となって、 $t = 8$ cmの場合には野村等の式に近似す

ることになる。図-10は、上式による降伏時と終局時の計算値と本実験値とを比較したものであるが、当然のことながら壁厚の違いに拘わりなく

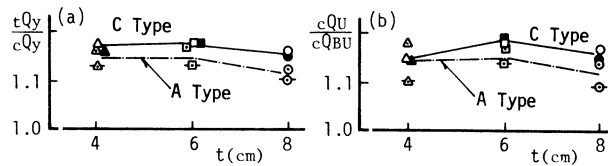


図-10 実験値と計算値の比較

ほぼ一定の比率1.15を示している。なお、 S_x は必ずしも剛域端と同意義のものではないが、比較のために学会規準¹⁾の $D/4$ や新耐震計算指針²⁾の $D/2$ を hw で除した値と、徳広提案⁷⁾の剛域とを図-9に併記した。図示のように、 S_x は $t = 4$ cmの柱を除き、 $D/4hw$ と $D/2hw$ の中間にあって、徳広式の値よりも全般的に小さい。

C 変形状態について

(1) 初期剛性 表-2に示したように、全実験値ともに小壁を無視して $h = 150$ cmの柱とした計算値に近似している。徳広の提案式⁷⁾による剛域を用いると、 $t = 4$ cmでは計算値と実験値とは近似するが、 t が大となるのに伴ない両者の差は大となった。

(2) 荷重・変位包絡線 図-11に示したように、破壊モードの違いに拘わりなく、小壁の厚い柱ほど最大荷重が大きく、特に曲げ破壊型の柱では、耐力以後の保持力の低下も少ない。

一方、小壁偏心付加の違いについては、偏心量の多い柱 A 8 F や A 8 S の方が偏心のない C 8 F や C 8 S 柱よりも、最大荷重が幾分低い以外は、小壁偏心による差異は認められない。なお、図中には、小壁を無視して $h = 150$ cmとした場合と、小壁の内り高さを $h_0 = 85$ cmを採った場合の計算値(曲げとせん断の両変位と、降伏時剛性低下率 α_y を考慮)を鎖線で、又、前項の S_x

を採用した場合（ただし $t = 8 \text{ cm}$ と 4 cm ）の計算値を点線でそれぞれ併記した。

図示のように、降伏荷重については柱の高さを低くした場合には計算値と実験値とは近似するが、その時の変位量については実験値の方が大きい。なお、表-2には、限界塑性率¹⁶⁾の実験値と計算値とを表示したが、両者とも良く近似した値を示している。

以上のように、腰壁・たれ壁付き柱の降伏強度や終局強度には、小壁の柱に対する偏心付加の影響は少ないが、壁

厚の変化による影響を無視できない点を指摘した。しかし、本実験は、特定の諸元を持つ柱に限られているので、実験諸元を変化させた場合の一般性状については、変形性状の解析をも含めて次章で検討する。

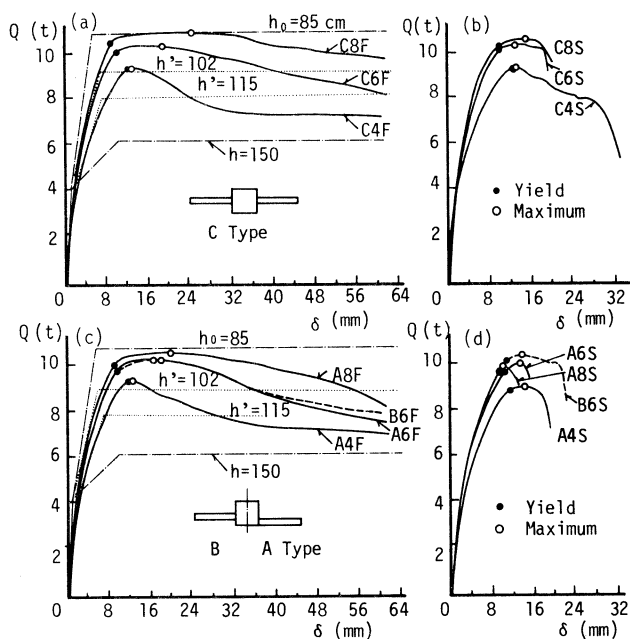


図-11 荷重・変位包絡線

Ⅲ 実験第 2^{10,11)}

1 実験の目的

小壁の厚さと高さとが変化する腰壁・たれ壁付き RC 柱の繰返し曲げ挙動を、柱の主筋に異形鉄筋を使用した場合と、丸鋼を使用した場合の 2 系列 12 体よりなる実験により検討する。

2 実験の概要

A 試験体 前章の実験

と同様に柱断面は 25cm 角、引張鉄筋比 0.61% (ただし、主筋種別は異形鉄筋と普通丸鋼の 2 種)、軸方向圧縮応力度 25 kg/cm^2 等の諸元は全試験体共通である。そして、柱内のり高さを 150cm とした小壁無し異形鉄筋柱 D 150 及び丸鋼柱 R 150 をそれぞれ基準として、図-12 に示すように、小壁の厚さ t や高さ h_w 並びに、柱に対する付加位置を A 及び C タイプの 2 種に変化させた柱 5 種を加え、合計 6 種 12 体よりなる。なお、柱の帯筋比については、前述の計算式より求まる柱有効高さを採用した時の曲げ強度の、せん断強度に対する比率が 0.80 となる時の値を基準とした。

本実験に丸鋼柱を用いたのは、耐震診断や耐震補強の対象となる建設後約 20 年以上を経過した既存 RC 建物の中に

は、普通丸鋼を使用した例が多いが、異形筋柱と丸鋼柱との差異については、必ずしも明らかにされていないことによる。

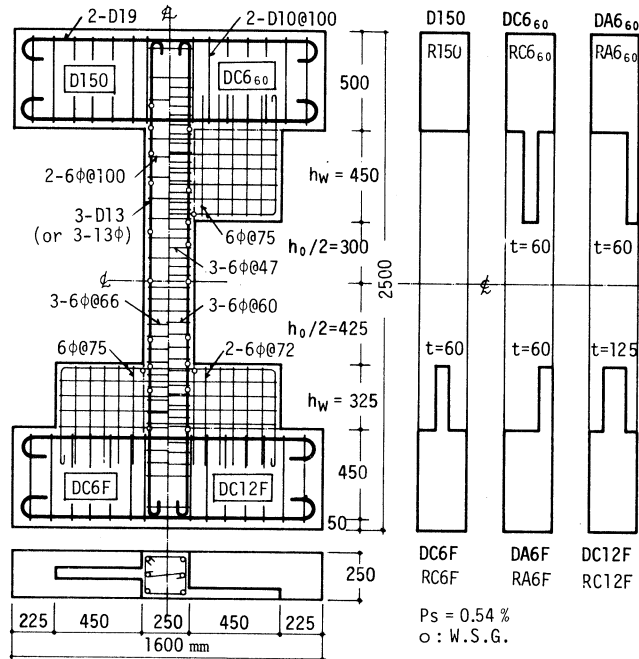


図-12 実験第 2 の試験体詳細 (異形鉄筋柱の例)

表-3 使用材料の性質

	Size	Sectional Area (cm ²)	Yield Point σ_y (kg/cm ²)	Elastic Modulus E_s ($\times 10^4$ kg/cm ²)
Longitudinal Steel	D19	(2.865)	3704	1.981
	D13	(1.267)	3634	1.805
	13φ	1.269	3355	2.066
Shear Reinf.	D10	(0.713)	3811	1.822
	6φ	0.241	3005	2.125
Concrete				
Sand < 2.5 mm, f.m. = 2.12, Specific gravity = 2.77				
Gravel < 10 mm, f.m. = 5.92, Specific gravity = 2.72				
W/C = 0.71, sl. = 18 cm, Mix. prop. = 1:3.25:3.26				
Average of F_c = 219 kg/cm ² , $E_{1/3}$ = 2.07×10^5 kg/cm ²				
(): Nominal Value, Test cylinder 10 φ x 20 cm				

B 使用材料の性質と供試体の製作 表-3には使用材料の性質を一括表示した。試験体の製作方法については前章の実験と同様であるが、試験時の材令については異形筋柱が8~10週、丸鋼柱が9~11週とした。

C 繰返しと計測方法 前章と同じ加力装置を用いて、正負ともに3mm/cycleの変位漸増ピッチによる繰返し加力を原則とした。しかし、水平変位が36mm(12 cycle)を超えた時点で、保持力が明らかに最初の降状荷重レベル以下となった場合には、正負とも6mm/cycleで2回の繰返しを行ない、全変位量48mm(14 cycle)で実験を終了させた。計測方法については、前回と同様とした。

3 実験結果とその考察

A 破壊状況 図-13には、丸鋼柱と異形筋柱の破壊状況の代表例を示した。両柱とも、最初に小壁上下の縁端と柱との接合部に微細な曲げひび割れが発生し、これが小壁と柱との接合部沿いに伸展する。同時に、小壁内のり端とほぼ同位置の柱に曲げひび割れ

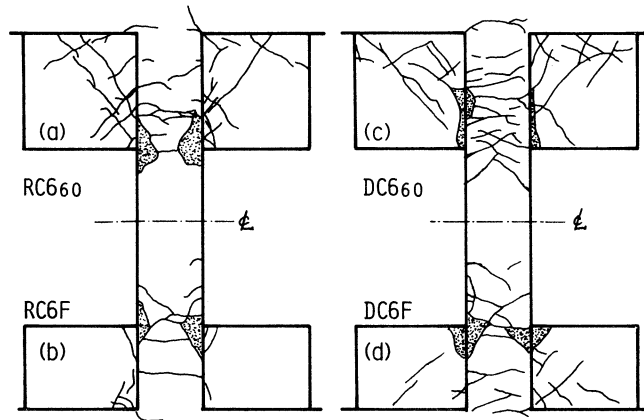


図-13 破壊状況

が発生する。繰返し回数の増大に伴って、丸鋼柱の場合には、小壁の厚さ変化や偏心付加による差異はほとんどなく、最初に生じた柱の曲げひび割れ幅が拡大し、図-13(a)及び(b)のような曲げ圧壊となった。

一方、異形筋柱の場合には、図-13(c)及び(d)のように前回の実験とほぼ同様であるが、小壁部分にも圧壊を伴っている点と、柱や小壁内に分散したひび割れが数多く発生している点とが、丸鋼柱の場合に比較して異っている。

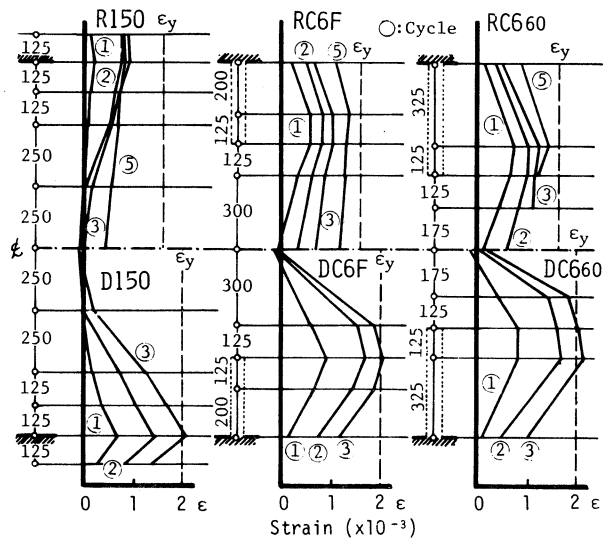


図-14 中間主筋のひずみ度分布

B 主筋のひずみ度分布

図-14には、主筋3本のうち
の中間筋のひずみ度分布の一
例を示した。丸鋼柱の場合に
は、既に指摘されているよう
に、主筋降伏の状況が異形筋
柱よりも不明確であり、繰返
し回数の増加に伴って付着劣
化を生じ、主筋全長にわたっ
て引張ひずみを生ずる状態と
なった。

図-15には、荷重・変位曲
線の一例を示したが、丸鋼柱
の付着劣下に伴う保持力の低
下や、ループ形状の異形筋柱と
の違いがうかがわれる。

C 荷重・変位包絡線 図
-16(a)に示すように、小壁高
さの増加に伴って剛性や最大荷
重は高くなるが、最大荷重以後
の保持力の低下率はやや大であ
る。又、小壁の高さを一定とし
て、小壁の厚さや付加位置を変
えた場合には、図の中間に記し
たように、3体共に同様の包絡
線となって、これらの変化によ
る差異は認められない。

一方、図-16(b)には、丸鋼
柱と異形筋柱とを対比して記し
たが、異形筋柱の耐力が丸鋼柱
よりも2割程度高い値を示して
いる以外には、荷重・変位包絡
線の形状についての差異は認め

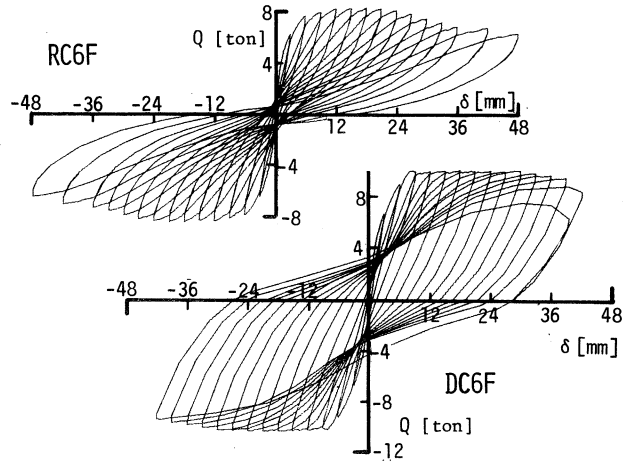


図-15 荷重・変位曲線

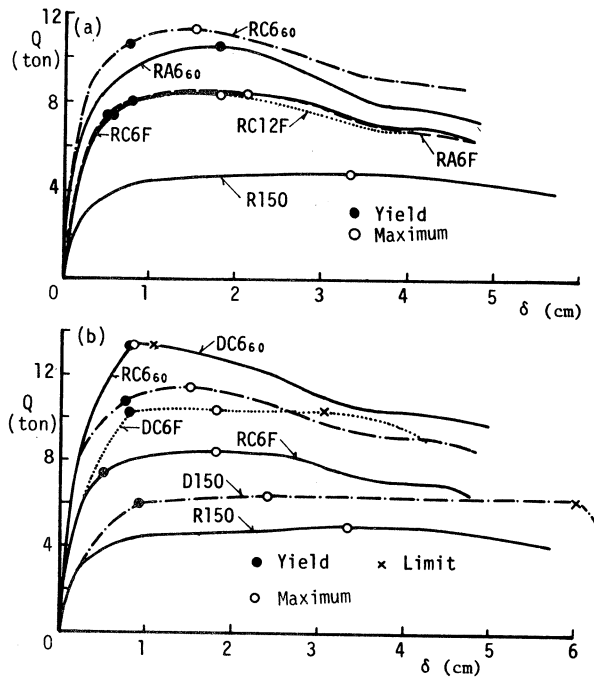


図-16 荷重・変位包絡線

られない。

D 降伏時剛性 この実験値については、丸鋼・異形筋両柱共に、同一種別の柱毎に類似した値を示し、大差は認められない。本実験値と前章の実験資料とを含めた24個による降伏時剛性実験値の、計算値（ α_y を考慮し、剛域をD/2とした場合と徳広式⁷⁾を採用した場合の2種）に対する比率は、剛域D/2を採用した場合には平均値 $m = 0.799$ 、標準偏差 $\sigma = 0.164$ （変動率20.5%）、徳広式に対しては $m = 1.078$ 、 $\sigma = 0.141$ （変動率13.1%）となって、徳広式による値の方がD/2採用時よりも実験値に近似している。

表-4 試験成績一覧

Column NO.	Fc	Elastic Stiffness tK _e ton/cm	At Initial Load						At Yield Load				At Maximum Load				Failure Mode	
			Wall		tQ _{BC} (ton)	tQ _{BC} cQ _{BC} (ton)	tQ _{SC} (ton)	tQ _{SC} cQ _{SC}	t _y C _y (ton)	t _y (ton)	t _y (mm)	t _y c _y	t _u C _u (ton)	t _u (ton)	t _u (mm)	t _u c _u (ton)		t _u c _u (ton)
			tQ _{WBC} (ton)	tQ _{WSC} (ton)														
R150	Kg/cm ²	25.0	—	—	2.43	1.25	—	—	—	—	—	—	11	4.87	33.04	0.85	0.85	FC
RC6F	243	51.5	2.45	4.40	3.55	1.01	7.60	0.95	2	7.58	5.33	0.77	6	8.42	18.05	0.83	0.84	FC
RA6F	235	44.5	1.60	7.10	2.63	0.75	7.10	0.90	3	7.60	7.27	0.77	7	8.53	21.02	0.84	0.85	FC(WC)
RC12F	219	53.3	2.95	7.40	3.23	0.94	7.10	0.92	2	7.67	5.22	0.78	6	8.38	18.03	0.83	0.84	FC(SC)
RC6 ₆₀	195	97.8	2.90	7.50	4.89	1.03	—	—	3	10.71	8.56	0.78	5	11.34	15.03	0.80	0.98	FC(WC)
RA6 ₆₀	197	70.0	2.15	5.80	4.15	0.87	—	—	—	—	—	—	6	10.56	18.02	0.74	0.91	FC(WC)
D150	220	27.4	—	—	2.11	1.09	5.00	0.91	3.5	5.96	9.26	1.03	8	6.29	24.02	1.05	1.05	FC(SC)
DC6F	225	45.4	1.70	5.40	3.01	0.88	8.31	1.04	3	10.15	8.06	0.99	6	10.25	18.02	0.97	0.98	FC(SC)
DA6F	231	41.7	1.70	5.55	3.16	0.92	7.35	0.93	3.5	9.91	8.76	0.96	6	10.22	18.06	0.96	0.97	FC(SC)
DC12F	221	76.3	2.75	5.90	3.34	0.98	9.08	1.17	3	10.23	6.76	1.00	8	10.78	24.06	1.02	1.03	FC, SC
DC6 ₆₀	215	68.2	1.95	6.10	4.83	1.00	10.58	1.16	3	13.26	7.78	0.91	3	13.40	8.28	0.90	1.10	WC, FC
DA6 ₆₀	220	59.3	2.80	6.95	4.72	0.98	9.95	1.08	4	12.67	10.28	0.87	4	12.93	11.78	0.86	1.06	WC, FC

注) Fc: コンクリート強度。tKe = tQ / δ : 初期剛性実験値。

tQWBC, tQWSC: 小壁に生ずる曲げ及び剪断ひび割れ時の剪断力実験値。

tQBC: 柱に生ずる曲げ初ひび割れ時の剪断力実験値, ($h_0 = 60, 85$ cm)。

tQSC: 柱に生ずる剪断ひび割れ時の剪断力実験値, ($h_0 = 60, 85$ cm)。

tQy, δ_y : 主筋降伏時の剪断力と変位実験値 ($h = 60 + D/2, 85 + D/2$)。

tQu, δ_u : 最大荷重時の剪断力と変位実験値 ($h = 60 + D/2, 85 + D/2$)。

cQBuT: 武田式 (文献5)。cQBuT = $(\sigma_{MBu} \times 2/h) \times (1 + 1.73 \Sigma hw/h)$, $h = 150$ cm, $\Sigma hw = 65, 90$ cm。

F: 曲げ降伏、C: 柱の圧壊、WC: 壁の圧壊、SC: 剪断ひび割れの開口。

それぞれの計算式については、表-2の脚注を参照されたい。

E 柱の諸強度について

(1) 曲げひび割れ強度 表-4に示すように、上下の小壁間を柱の内のり高さとした場合の計算値に対する実験値の比率は、異形筋柱に対しては0.88~1.09平均0.98、丸鋼柱に対しては0.75~1.25平均0.98となっており、丸鋼柱の方が異形筋柱よりも偏差はやや大きい、壁の厚さや高さ変化及び偏心付加等による差異はなく、実験値と計算値とは比較的良く一致している。

(2) セン断ひび割れ強度 実験値の計算値（柱の内のり高さ h_0 を採用）に対する比率は、異形筋柱に対しては0.91~1.17平均1.05となったが、壁の厚さと高さの大きい柱や無偏心柱の方が、これらが、逆となる柱よりも約10%高い比率を示している。一方、丸鋼柱でセン断ひび割れを発生した $hw = 32.5$ cmの柱3体の比率については、0.90~0.95平均0.92となっており、実験値の方が計算値よりも若干小さいが、壁厚や壁偏心付加等による影響は認められない。

(3) 降伏強度 表-4に示したように、丸鋼柱の場合には、主筋降伏が不明確であった2体を除くと、 h_0 を採用した時の計算値に対する実験値の比率は約0.78となり、異形筋柱の比率0.96よりも約20%低い。この値は、丸鋼の異形鉄筋に対する降伏強度差7.7%よりも大きい。

なお、図-17には、

$h_o + D/2$ を採用した異形筋柱の計算値に対する実験値の比較を、壁の厚さと偏心の有無別に示した。図中には、比較のために前章の実験値を併記した。図示のように、 t/B

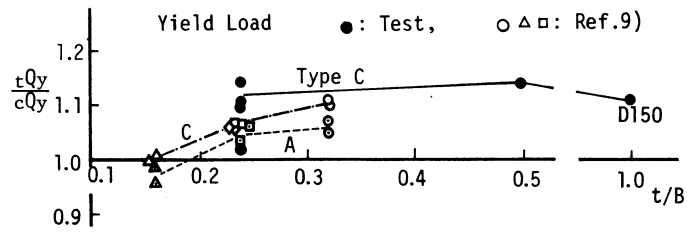


図-17 降伏強度実験値と計算値の比較

B が大きくなるのに伴って比率も大となり、又、壁偏心の有無別では、無偏心の C タイプよりも有偏心の A タイプ柱の方の比率が、幾分低く表われる傾向を示している。

(4) 曲げ終局強度 図-18には、柱内のり高さ h_o を採用したときの学会規準式による計算値と、武田式⁵⁾計算値とに対する実験値の比較を示した。

同図(a)に示したように、丸鋼・異形筋両柱ともに小壁付加位置の違いによる差は少ないが、小壁高さ h_w の増加に伴って実験値の計算値に対する比率が低下し、 h_o を採用するのが不適當であることを示している。一方、(a')図のように、小壁高さを考慮した武田式に対しては、 $h_w = 45\text{cm}$ の場合には比率が上昇し、実験値と計算値とは近似する傾向を示している。

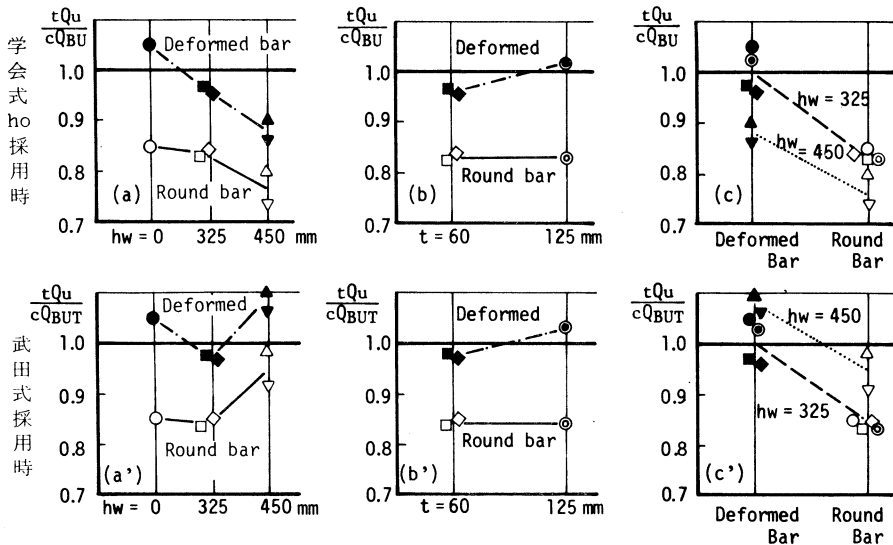


図-18 曲げ終局強度実験値と計算値の比較

次に、(b)図や(b')図に示したように、小壁の厚さ t が変化する場合には、丸鋼柱では t の大小に拘わりなくほぼ一定の比率を示しているのに対し、異形筋柱では t の増加に伴って比率はやや増大する。又、(c)及び(c')図には、主筋種別毎の比率の関係を示したが、 $h_w = 32.5\text{cm}$ の資料に

対しては、両図共に丸鋼柱の比率が異形筋柱よりも約16%低い値を示している。一方、 $h_w = 45\text{cm}$ の資料に対しては、両図共に、丸鋼柱は異形筋柱よりも約13%低い値となり、主筋種別を異にする柱の終局度を同一計算式で評価することに問題のあることを示している。

F 曲げ終局強度計算上の

柱有効高さの検討 前章の図-9の場合と同様に、柱の有効高さ h' や小壁端から降伏ヒンジ想定位置までの長さ S_x は、(1)及び(2)式で与えられるものとする。ただし、(1)式中の係数 α は、小壁の無い柱単体の曲げ強度計算値に対する実験値の比率で、ここでは、丸鋼柱に対しては、0.85、異形筋柱に対しては1.05を採用する（何れも表-4に示す本実験値）。

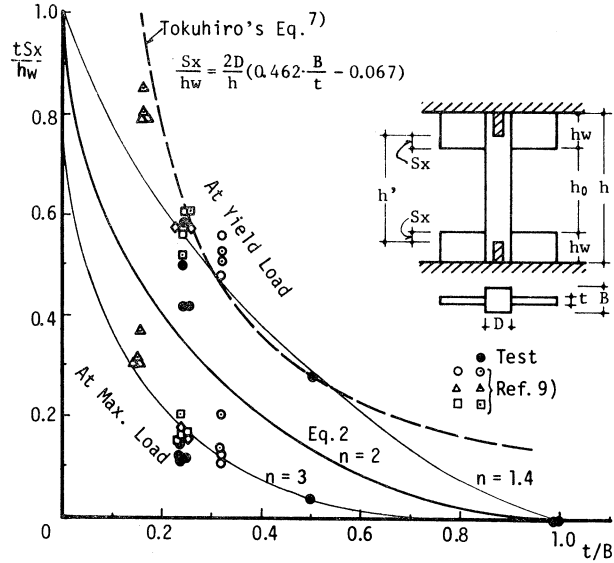


図-19 降伏ヒンジ想定位置と小壁厚さ

図-19には、(1)及び(2)式より求めた S_x/h_w と t/B の関係を、前章の実験資料をも含めてプロットした。図中の曲線は、次に記す(5)式の値を示すもので、(3)式の2乗を n 乗に書き改めた式と同じである。

$$S_x/h_w = 1 - \{1 - (1 - t/B)^n\}^{1/n} \quad (5)$$

上式中の係数 n は、シアスパン比 $h_0/2D$ や曲げモーメント係数 cMB_U/bD^2 等の大小によって変化する。そこで、 $t = 6\text{cm}$ ($t/B = 0.24$)と固定した時の本実験値と前章の実験値とを用いて、 S_x/h_w や n 及び上記2因子の関係を最小二乗法によって求めた結果、次式を得た。

$$n = 63 e^{-103(h_0/2D)^{-0.15} \cdot (cMB_U/bD^2)} \quad (6)$$

図-20には、上式の計算結果を示した。上式によって求まる n

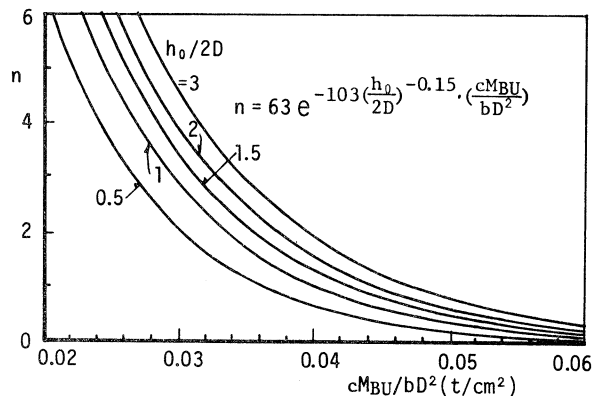


図-20 n と曲げモーメント係数の関係

を(5)式に代入すると S_x が与えられるので、(2)式より h' が算出できる。

G 諸実験値と計算値の比較

図-21には、曲げ破壊とせん断破壊とがほぼ同時に生じた既往の資料58個による実験値と、前項の式より求まる h' を採用した時の計算値（諸家の資料に対しては、全て $\alpha = 1.0$ とする）とを比較した。図示のように、実験値の計算値に対する比率の平均は、 $m = 1.013$ 、標準偏差は $\sigma = 0.123$ （変動率12.1%）となっており、全資料の90%が $\pm 20\%$ の範囲内に納まる程度の精度を示している。

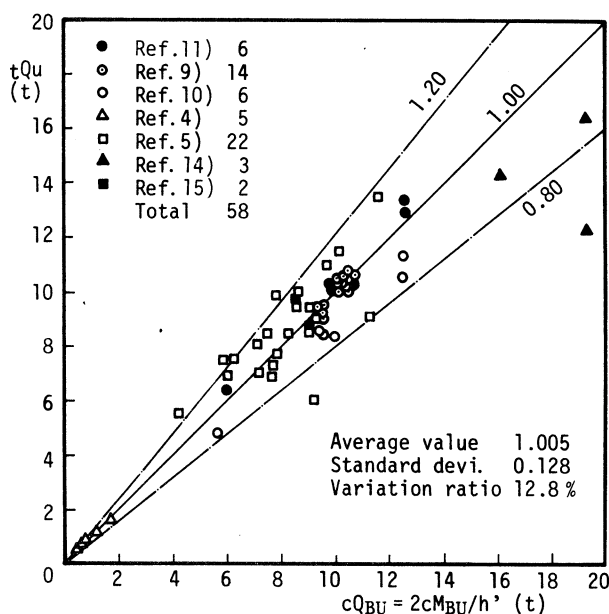


図-21 終局強度実験値と計算値の比較

上記の比率は、 h_0 採用時における値 $m = 0.839$ 、 $\sigma = 0.208$ （変動率が24.8%）並びに、武田式⁵⁾による場合の $m = 0.917$ 、 $\sigma = 0.168$ （変動率18.3%）よりも好精度であり、実用式として適用し得る程度の精度を示したものと考えられる。

IV おわりに

以上の検討結果は次のように要約できる。

- (1) 腰壁・たれ壁の厚さ変化や偏心付加の有無、並びに、主筋種別の違いによって、柱の主筋降伏位置や破壊状況並びに圧壊域が幾分異なる。
- (2) 小壁付き丸鋼柱では、最初に生ずる柱の小壁端における曲げひび割れ発生位置で圧壊を生じ易い。
- (3) 小壁付き丸鋼柱の終局強度に及ぼす小壁の厚さや高さ、並びに、小壁の柱に対する偏心付加の有無による影響は、異形筋柱の場合よりも少ないが、降伏強度や終局強度は異形筋柱よりも20%程度低い。
- (4) 小壁付き丸鋼・異形筋柱ともに、降伏時剛性実験値は、徳広式による剛域と α_y とを考慮した計算値に近似する。
- (5) 小壁付き異形筋柱の降伏強度や終局強度に対しては、小壁偏心付加による影響を無視でき

るが、小壁の厚さ変化や柱の保有曲げモーメントの大小を考慮する必要がある。このためには、(1),(5)及び(6)式より求まる柱の有効高さ h' を採用することが効果的である。

最後に、本研究は昭和58年度より2ヶ年にわたって行った実験結果を取りまとめたものであり、実験に際しては当研究室の丸山司技官を始め、大学院生であった大久保繁昌、本間圭二、馬縹尚規、卒論生の喜多山貴、鈴木民夫、山崎学、宮口信二、広沢功、本間裕二の諸君の協力を得た。ここに記し、謝意を表します。

(昭和61年5月20日 受理)

参 考 文 献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説1982, 80
- 2) 日本建築センター：改正建築基準法施行令新耐震基準に基づく構造計算指針・同解説1981, 22
- 3) 東洋一・大久保全陸・江戸宏彰：日本建築学会論文報告集第169号, 1 (1970.3)
- 4) 大久保全陸：コンクリート・ジャーナル Vol. 9, No. 9, 1 (1971) 他関連論文
- 5) 武田寛：北海道工業大学紀要第11号, 147 (1983.3) 他関連論文
- 6) 野村設郎他：日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), 1633 (1980.9) 他関連論文
- 7) 徳広育夫・佐々木昭夫：日本建築学会論文報告集第304号, 41 (1981.6)
- 8) 日本建築学会構造標準委員会：鉄筋コンクリート終局強度設計に関する資料, シリーズ15,16, 建築雑誌 Vol.95, No.1161-1162, 105-79 (1980)
- 9) 荒川卓他：日本建築学会北海道支部研究報告集No.57, 269 (1984.3) 及び同大会学術講演梗概集 (関東), 1755 (1984.10)
- 10) 荒川卓他：日本建築学会北海道支部研究報告集No.58, 185 (1985.3) 及び同大会学術講演梗概集 (東海), 459 (1985.10)
- 11) 荒川卓他：第7回コンクリート工学年次講演会論文集1985,565及び Trans. of J.C.I. Vol. 7, 301 (1985)
- 12) 六車熙他：日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), 1237 (1979.9)
- 13) 園部泰寿他：日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北), 1741 (1982.10)
- 14) 遠藤利根穂他：日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北), 1293 (1982.10)
- 15) 南宏一・若林実：日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), 1735 (1984.10)
- 16) 荒川卓他：日本建築学会大会学術講演梗概集 (北陸), 2095 (1983.9)

せん断変形を考慮した開断面耐震壁の振り解析

荒井 康 幸・荒 川 卓・溝 口 光 男

Torsional Analysis of Open-Section Shear Walls Considering the Effect of Shear Deformation

Yasuyuki ARAI, Takashi ARAKAWA AND Mitsuo MIZOGUCHI

Abstract

The shear walls with a U shaped section are commonly employed in building structure to resist the forces imposed by earthquakes. A method for analysis of space-frame with open-section shear walls subjected to lateral loading was presented in the authors' previous paper¹⁾.

The purpose of this paper is to present a more refine theory on the torsional analysis of U shaped section shear walls considering the shearing strains and deformation. It retains the basic assumption that is given by authors' theory¹⁾. However, St. Venant torsional moment is taken into account exactly.

1. はじめに

建築構造物には、コアシステムや壁式アパートなどのように二方向の壁板からなる L 形、コ形などの平面形状をもった、いわゆる開断面耐震壁が配置されている場合が少なくない。これらの壁は地震時に水平力を受けて、曲げおよびせん断変形に加えて振りとこれに伴うそり変形を生ずる。筆者らは拙論¹⁾において開断面壁を構成する各壁板の壁縁に縁伸縮力という概念を導入して開断面壁の解析法を提案した。さらに、マトリックス構造解析のための定式化を行って、開断面壁を含む構造物の単純なマトリックス解法による三次元解析を可能にした。この方法によれば、そり振り変形に伴うせん断変形を考慮した曲げ振り解析を行うことが出来るが、拙論¹⁾で示したマトリックス解法では St. Venant の振りモーメントが節点間で一定となる。

本報告は、St. Venant の振りモーメントを厳密な形で取り入れて、拙論¹⁾の解析理論に基づいたコ型開断面壁の曲げ振り解析を行うものである（厳密解と呼ぶ）。また、St. Venant の振りモーメント M_S を一定とした解析解も示す（簡略解と呼ぶ）。 M_S を一定とする解析は簡便であり、マトリックス解法は開断面壁を含む建築構造物の設計には便利であるので、数値計算例によって簡略解（マトリックス解析解）の精度について検討する。併せて、拙論¹⁾に基づく厳密解はせん断変形を無視すると Vlasov の理論²⁾に一致することを示す。

2. 開断面壁の解析理論の概要

2.1 縁伸縮力と全軸力・全曲げモーメント

本論では開断面壁を構成する各壁板を分割して壁要素とし、それぞれ平面要素として取扱う。コ型開断面壁が水平力を受けると図-1 (a) のように変形すると考えられるが、この場合、壁要素内の斜線で示す微小部分 abcd が、外力と直接釣合う断面力（曲げモーメント M 、軸方向力 N 、せん断力 Q ）のほかに、壁縁 ad, bc に連続する直交壁によって同図に示すような境界における拘束力 n_1, n_2 の作用を受けているものとする。 n_1, n_2 は通常の断面力とは異なり、それぞれ壁縁に発生する ad を縮めようとする一対の力と、bc を伸ばそうとする一対の力（以後、これらを縁伸縮力と呼ぶ。単位は kg, ton 等）であり、それら自身がその作用線上で釣合っているものである。縁伸縮力の符号は伸びる時を正、縮む時を負とし、同図 (b) に示すように切り離した両壁縁の伸縮力は符号が逆で大きさが等しい。 n_1, n_2 は壁縁の適合条件を満足させることによって求められる。壁断面には M, N, Q と縁伸縮力 n_1, n_2 とによって応力が生ずるものとし、縁伸縮力を中立軸に作用する軸力と曲げモーメントに換算すれば、断面に作用する軸力と曲げモーメントの総和 \bar{N}, \bar{M} （以後、それぞれ全軸力、全曲げモーメントと呼ぶ）は、同図 (b) の場合それぞれ次式で表されることになる。

$$\bar{N} = N + n_1 + n_2 \cdots \cdots \cdots (1)$$

$$\bar{M} = M - n_1 d_1 + n_2 d_2 \cdots \cdots \cdots (2)$$

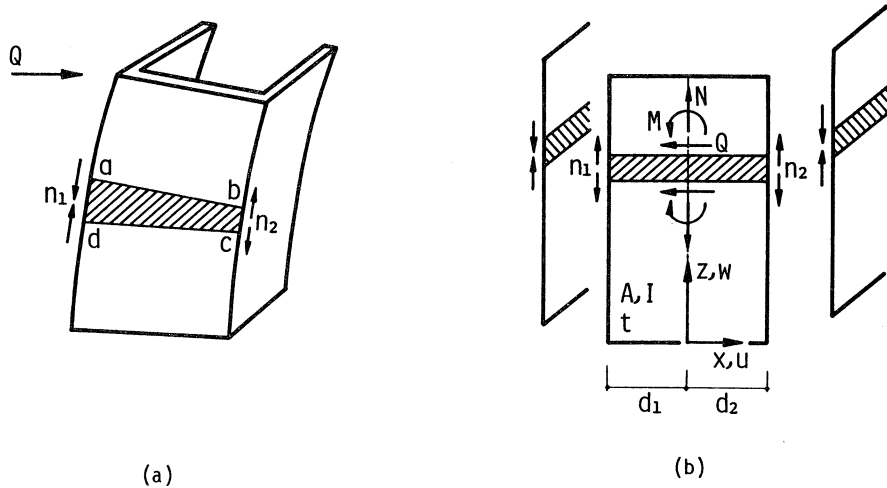


図-1 縁伸縮力

2.2 壁要素の仮定

壁要素に関して以下の仮定を設ける。

- 1) 壁の面外方向の剛性は無視する。
- 2) 平面保持の仮定が成立する。
- 3) せん断応力度の分布は、垂直応力度との釣合いから定める。
- 4) 壁高の中間に軸方向荷重は存在しない。

2.3 壁要素の垂直応力度

壁断面に作用する全軸力と全曲げモーメントはそれぞれ(1), (2)式であるから、図-1(b)に示す z 断面の x での垂直応力度 σ_z は次式で表される。

$$\sigma_z = \frac{\bar{N}}{A} + \frac{\bar{M}}{I} x \quad \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 A ：断面積、 I ：断面二次モーメント

2.4 壁要素のせん断応力度

本論の壁要素では、縁伸縮力が存在することによって全軸力が材軸に沿って変化するため、せん断応力度の大きさは曲げ応力の変化に軸方向応力の変化を加えた釣合いから定める。

図-2(a)に示す壁要素内の座標 z の位置で長さ dz , x 方向に幅 dx だけを取った微小部分を同図(b)に示す。この部分の壁厚を t として z 方向の力の釣合いをたてると次式を得る。

$$\frac{d(\tau t)}{dx} = - \left(\frac{1}{I} \cdot \frac{d\bar{M}}{dz} tx + \frac{1}{A} \cdot \frac{d\bar{N}}{dz} t \right) \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、(2)式を z で微分すると、

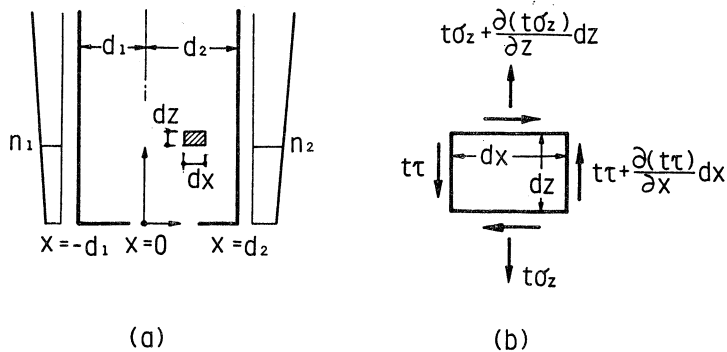


図-2 壁要素内微小部分の応力の釣合い

$$\frac{d\bar{M}}{dz} = Q - d_1 \frac{dn_1}{dz} + d_2 \frac{dn_2}{dz} \dots\dots\dots (5)$$

また、 N は z に関して一定であるから(1)式を微分すると次式となる。

$$\frac{dN}{dz} = \frac{dn_1}{dz} + \frac{dn_2}{dz} \dots\dots\dots (6)$$

(5), (6)式を(4)式に代入し、 x で積分すると次式が得られる。

$$\tau t = -\frac{1}{I} \left(Q - d_1 \frac{dn_1}{dz} + d_2 \frac{dn_2}{dz} \right) \int_0^x t x dx + \frac{1}{A} \left(\frac{dn_1}{dz} + \frac{dn_2}{dz} \right) \int_0^x t dx + C \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 C ：積分定数

ところで、壁縁には図-3に示すように伸縮力 n_1 , n_2 が作用しており、その変化率(dn_1/dz), (dn_2/dz) が縁に働くせん断力となるから壁縁 $x=d_2$ において、

$$\tau t = -\frac{dn_2}{dz} \dots\dots\dots (8)$$

となる。これより積分定数 C を定めると(7)式は、

$$\begin{aligned} \tau t = & \frac{1}{I} \left(Q - d_1 \frac{dn_1}{dz} + d_2 \frac{dn_2}{dz} \right) \int_x^{d_2} x t dx \\ & + \frac{1}{A} \left(\frac{dn_1}{dz} + \frac{dn_2}{dz} \right) \int_x^{d_2} t dx - \frac{dn_2}{dz} \dots\dots\dots (9) \end{aligned}$$

となる。壁厚 t を一定とすると、せん断応力度 τ は次式で表される。

$$\tau = ax^2 + bx + c \dots\dots\dots (10)$$

ただし、

$$a = -\frac{1}{2I} \left(Q - d_1 \frac{dn_1}{dz} + d_2 \frac{dn_2}{dz} \right)$$

$$b = -\frac{1}{A} \left(\frac{dn_1}{dz} + \frac{dn_2}{dz} \right)$$

$$c = -ad_2^2 - bd_2 - \frac{1}{t} \cdot \frac{dn_2}{dz}$$

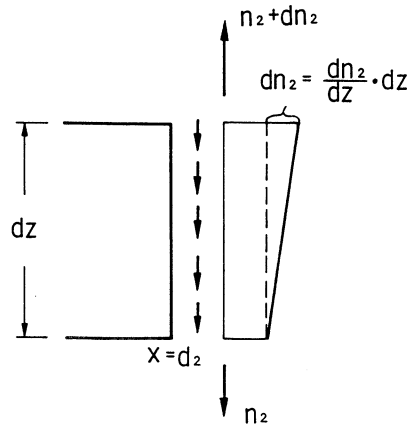


図-3 壁縁に働くせん断力

2.5 壁要素のせん断剛性

せん断剛性を GA/κ (G ：せん断弾性係数, κ ：形状係数) と表すことにするが、本論では壁縁に (dn_1/dz), (dn_2/dz) のせん断力が作用しているため、(10)式で表されるせん断応力分布は一般の曲げ材とは異ってくる。図-4(a)に示すようにせん断応力度の向きが逆転する場合には、本論の

壁要素は同図 (b) のようにせん断変形するものとする。すなわち、 τ の向きが変化する毎に領域 [I], [II], … を考え、それぞれの領域毎のせん断変形角を $\gamma_I, \gamma_{II}, \dots$ として、壁要素全体のせん断変形角は図中の記号を用いて、

$$\gamma = \frac{\gamma_I d_I + \gamma_{II} d_{II} + \dots}{d} \dots\dots\dots (11)$$

で表されるものとする。

各領域の負担せん断力を Q_I, Q_{II}, \dots とすると、

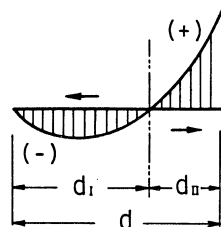
$$Q_I = t \int_I \tau dx, Q_{II} = t \int_{II} \tau dx, \dots\dots\dots (12)$$

であり、壁要素全体のせん断力 Q は、

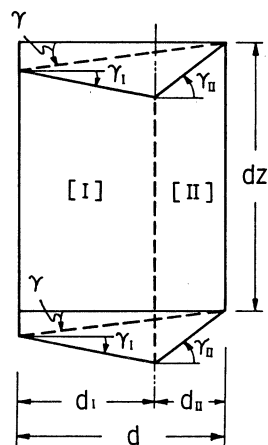
$$Q = Q_I + Q_{II} + \dots\dots\dots (13)$$

となる。各領域で内働と外働が等しいと置くと、領域 [I] では、

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} dz \gamma_I Q_I &= \frac{tdz}{2G} \int_I \tau^2 dx \\ \therefore \gamma_I &= \frac{1}{G} \cdot \frac{\int_I \tau^2 dx}{\int_I \tau dx} \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$



(a)



(b)

図-4 壁要素のせん断変形

となって γ_I が求まる。以下同様に領域毎のせん断変形角が求まり、(11)式により γ が決定される。したがって、 $\gamma = \kappa Q/GA$ として形状係数 κ が得られ、壁要素としてのせん断剛性 GA/κ が定まる。

3. コ型開断面壁の振り解析

3.1 せん断変形を考慮した振り解析（厳密解）

前章で述べた開断面壁の解析法を、図-5に示すコ型開断面壁の頂部に振りモーメント M_T を与えた振り解析に応用する。

コ型開断面壁を図-6に示すように3枚の壁要素に分割し、座標および各記号を定義する。振りモーメント M_T を偶力として考え、同図に示すように両フランジ壁の頂部に M_T/d_w の水平力を与える。対称性を考慮して縁伸縮力 n を同図のように設定してウェブ壁と右側のフランジ壁のみについて考える。各壁要素の断面積と断面二次モーメントはそれぞれ次式で表される。

$$A_W = t_W d_W, \quad A_F = t_F d_F \dots\dots\dots (15)$$

$$I_W = A_W d_W^2/12, \quad I_F = A_F d_F^2/12 \dots\dots\dots (16)$$

ウェブ壁のせん断力は0であるから、せん断変形はフランジ壁のみについて考え、せん断変形

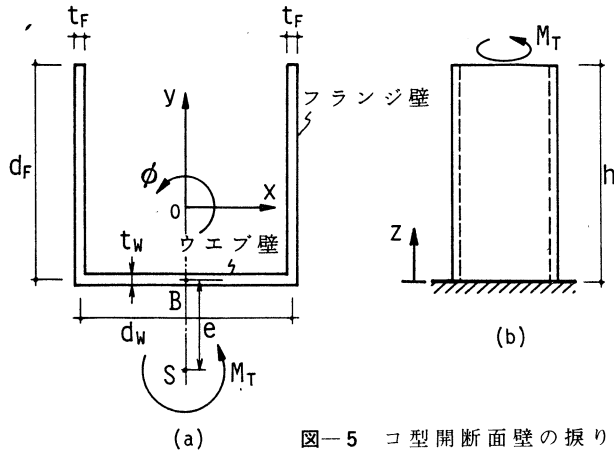


図-5 コ型開断面壁の振り

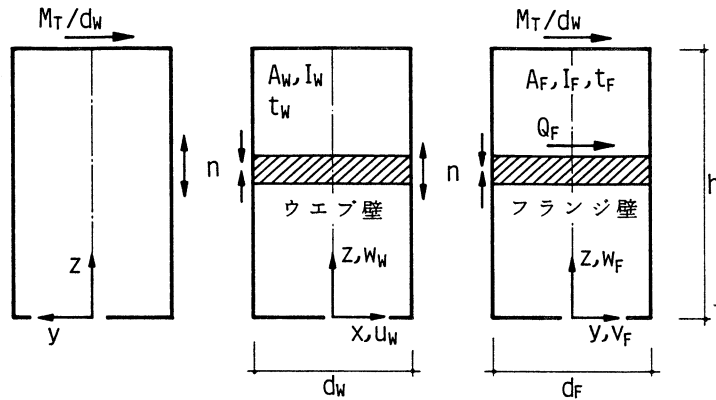


図-6 壁要素の記号と座標系

を v_{Fs} , 曲げ変形を v_{Fb} とするとフランジ壁の水平変形は

$$v_F = v_{Fb} + v_{Fs} \quad (17)$$

である。捩れ角 ϕ はコ型断面の対称性からフランジ壁の変位 v_F を用いて次式で表される。

$$\phi = 2v_F/d_W \quad (18)$$

St. Venant の振りモーメント M_S は

$$M_S = GJ \frac{d\phi}{dz} \quad (19)$$

ここに, J は St. Venant の振り定数で

$$J = \frac{1}{3}(d_W t^3 + 2d_F t_F^3)$$

であるから, フランジ壁の高さ z でのせん断力 Q_F は,

$$Q_F(z) = \frac{M_T}{d_W} - \frac{GJ}{d_W} \cdot \frac{d\phi}{dz} \dots\dots\dots (20)$$

となる。したがって図-6で高さ z の斜線で示す微小部分の全曲げモーメントと全軸力は次式となる。

フランジ壁に関して

$$\left. \begin{aligned} \bar{M}_F &= -\int_z^h Q_F(z) dz + \frac{d_F}{2} n \\ &= -\frac{M_T}{d_W} (h-z) + \frac{GJ}{d_W} \{ \phi(h) - \phi(z) \} + \frac{d_F}{2} n \\ \bar{N}_F &= -n \\ \text{ウェブ壁に関して} \\ \bar{M}_W &= n d_W \\ \bar{N}_W &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (21)$$

全軸力と高さ方向変位および全曲げモーメントと水平変位の関係は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dw_W}{dz} &= \frac{\bar{N}_W}{EA_W}, \quad \frac{d^2 u_W}{dz^2} = -\frac{\bar{M}_W}{EI_W} \\ \frac{dw_F}{dz} &= \frac{\bar{N}_F}{EA_F}, \quad \frac{d^2 v_{fb}}{dz^2} = -\frac{\bar{M}_F}{EI_F} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (22)$$

ウェブ壁とフランジ壁が相接する壁縁の高さ方向ひずみの連続性から

$$\frac{dw_W}{dz} - \frac{d_W}{2} \cdot \frac{d^2 u_W}{dz^2} = \frac{dw_F}{dz} + \frac{d_F}{2} \cdot \frac{d^2 v_{fb}}{dz^2} \dots\dots\dots (23)$$

が成立しなければならない。(21), (22)式を(23)式に代入すると縁伸縮力 n に関する次式が得られる。

$$n = \frac{d_F}{2 \alpha I_F d_W} \left[(h-z) M_T - \{ \phi(h) - \phi(z) \} GJ \right] \dots\dots\dots (24)$$

ただし

$$\alpha = \frac{d_W^2}{2 I_W} + \frac{1}{A_F} + \frac{d_F^2}{4 I_F} \dots\dots\dots (25)$$

(24)式を(21)式の第1式に代入すると

$$\bar{M}_F = -\frac{\alpha'}{d_W} \left[(h-z) M_T - \{ \phi(h) - \phi(z) \} GJ \right] \dots\dots\dots (26)$$

ただし,

$$\alpha' = 1 - \frac{d_F^2}{4 \alpha I_F} \dots\dots\dots (27)$$

さらに, (26)式を(22)式の第4式に代入して,

$$\frac{d^2 v_{Fb}}{dz^2} = \frac{\alpha'}{d_W EI_F} \left\{ (h-z) M_T - \frac{2 GJ}{d_W} \{v_F(h) - v_F\} \right\} \dots\dots\dots (28)$$

を得る。

フランジ壁のせん断変形 v_{Fs} とせん断力 Q_F との関係は

$$\frac{dv_{Fs}}{dz} = \frac{\kappa_F}{GA_F} Q_F \dots\dots\dots (29)$$

ただし, κ_F : フランジ壁の形状係数

であり, z で微分すると次式を得る。

$$\frac{d^2 v_{Fs}}{dz^2} = \frac{\kappa_F}{GA_F} \cdot \frac{dQ_F}{dz} \dots\dots\dots (30)$$

一方, (20)式を z で微分すると

$$\frac{dQ_F}{dz} = -\frac{GJ}{d_W} \cdot \frac{d^2 \phi}{dz^2} \dots\dots\dots (31)$$

であり, (18)式を z で 2 回微分すると

$$\frac{d^2 \phi}{dz^2} = \frac{2}{d_W} \cdot \frac{d^2 v_F}{dz^2} \dots\dots\dots (32)$$

であるから, (30)~(32)式より次式を得る。

$$\frac{d^2 v_{Fs}}{dz^2} = -\frac{2 \kappa_F GJ}{d_W^2 GA_F} \cdot \frac{d^2 v_F}{dz^2} \dots\dots\dots (33)$$

(17)式を z で 2 回微分すると

$$\frac{d^2 v_F}{dz^2} = \frac{d^2 v_{Fb}}{dz^2} + \frac{d^2 v_{Fs}}{dz^2} \dots\dots\dots (34)$$

となるから, 上式に(28)式と(33)式を代入すると次の微分方程式を得る。

$$\frac{d^2 v_F}{dz^2} - \frac{k_s^2}{h^2} v_F = \frac{\alpha' M_T}{EI_F d_W J_s} (h-z) - \frac{k_s^2}{h^2} v_F(h) \dots\dots\dots (35)$$

ただし,

$$k_s = h \sqrt{\frac{GJ}{EJ_\omega J_s}} \dots\dots\dots (36)$$

$$J_s = 1 + \frac{2 \kappa_F J}{d_W^2 A_F} \dots\dots\dots (37)$$

$$J_\omega = \frac{d_W^2 I_F}{2 \alpha'} \dots\dots\dots (38)$$

(35)式の一般解は,

$$v_F = C_1 \cosh \frac{k_s}{h} z + C_2 \sinh \frac{k_s}{h} z + \frac{d_W M_T}{2 G J} (z - h) + v_F(h) \quad (39)$$

となり、境界条件を代入して C_1 , C_2 , $v_F(h)$ を定めると次式を得る。

$$v_F = \frac{d_W h M_T}{2 G J k_s} \left\{ J_s \frac{k_s}{h} z - \sinh \frac{k_s}{h} z + \tanh k_s \left(\cosh \frac{k_s}{h} z - 1 \right) \right\} \quad (40)$$

したがって、振れ角 $\phi(z)$ は、

$$\phi(z) = \frac{h}{k_s} \left\{ J_s \frac{k_s}{h} z - \sinh \frac{k_s}{h} z + \tanh k_s \left(\cosh \frac{k_s}{h} z - 1 \right) \right\} \frac{M_T}{G J k_s} \quad (41)$$

となり、振り率 $\phi'(z)$ は次式となる。

$$\phi'(z) = \left\{ J_s - \cosh \frac{k_s}{h} z + \tanh k_s \sinh \frac{k_s}{h} z \right\} \frac{M_T}{G J k_s} \quad (42)$$

縁伸縮力 n は(24), (41)式より

$$n = -\frac{d_F}{2 \alpha I_F d_W} B_S(z) \quad (43)$$

ただし、

$$B_S(z) = \frac{h}{k_s} \left(\sinh \frac{k_s}{h} z - \tanh k_s \cosh \frac{k_s}{h} z \right) \frac{M_T}{J_s} \quad (44)$$

と書ける。また、(43), (44)式, (21)式の第3式および(22)式の第2式よりウェブ壁の水平変位 u_W を求めると次式を得る。

$$u_W = -\frac{d_F h^3}{2 \alpha I_F I_W E J_s k_s^3} \left\{ \frac{k_s}{h} z - \sinh \frac{k_s}{h} z + \tanh k_s \left(\cosh \frac{k_s}{h} z - 1 \right) \right\} M_T \quad (45)$$

ウェブ壁から振れ中心 S までの距離 $e_s = |u_W / \phi|$ は(41), (45)式より、

$$e_s = e J_s \cdot \frac{\frac{k_s}{h} z - \sinh \frac{k_s}{h} z + \tanh k_s \left(\cosh \frac{k_s}{h} z - 1 \right)}{J_s \frac{k_s}{h} z - \sinh \frac{k_s}{h} z + \tanh k_s \left(\cosh \frac{k_s}{h} z - 1 \right)} \quad (46)$$

ただし、

$$e = \frac{d_F d_W^2}{4 \alpha \alpha' I_W} \quad (47)$$

となる。フランジ壁とウェブ壁の全曲げモーメントは $B_S(z)$ を用いて

$$\bar{M}_F = \frac{\alpha'}{d_W} B_S(z) \quad (48)$$

$$\bar{M}_W = \frac{d_F}{2 \alpha I_F} B_S(z) \quad (49)$$

と表されるから、各壁の垂直応力度 σ_F , σ_W は(3)式によってそれぞれ

$$\sigma_F = \frac{B_S(z)}{d_W I_F} \left(\alpha' y + \frac{d_F}{2 \alpha A_F} \right) = \frac{d_W}{2} \left(y + \frac{d_F}{2} - e \right) \frac{B_S(z)}{J_\omega} \dots\dots\dots (50)$$

$$\sigma_W = -\frac{d_F B_S(z)}{2 \alpha I_F I_W} x = -\frac{e B_S(z)}{J_\omega} x \dots\dots\dots (51)$$

となる。

フランジ壁のせん断力 Q_F は(42)式を(20)式に代入して、

$$Q_F = \left(\cosh \frac{k_s}{h} z - \tanh k_s \cdot \sinh \frac{k_s}{h} z \right) \frac{M_T}{d_W J_s} \dots\dots\dots (52)$$

となる。縁伸縮力 n に関する(43), (44)式を z で微分して(52)式を代入すると、

$$\frac{dn}{dz} = -\frac{d_F}{2 \alpha I_F} Q_F(z) \dots\dots\dots (53)$$

となり、フランジ壁とウェブ壁のせん断応力度 τ_F , τ_W は(10)式によってそれぞれ次式で表される。

$$\begin{aligned} \tau_F &= -\frac{\alpha' Q_F(z)}{2 I_F} \left(y^2 + \frac{d_F}{\alpha \alpha' A_F} y - \frac{d_F^2}{4} - \frac{d_F^2}{2 \alpha \alpha' A_F} \right) \\ &= -\frac{d_W}{4} \left\{ y^2 + (d_F - 2e)y - \frac{3}{4} d_F^2 + d_F e \right\} \frac{H_\omega(z)}{J_\omega} \dots\dots\dots (54) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \tau_W &= \frac{d_F d_W Q_F(z)}{4 \alpha I_F I_W} \left(x^2 - \frac{d_W^2}{4} + \frac{2 I_W}{d_W t_W} \right) \\ &= \frac{e}{2} \left(x^2 - \frac{d_W^2}{12} \right) \frac{H_\omega(z)}{J_\omega} \dots\dots\dots (55) \end{aligned}$$

ただし、

$$H_\omega(z) = d_W Q_F(z) \dots\dots\dots (56)$$

また、フランジ壁の形状係数 κ_F は、前章 2.5 より次式のように表される。

$$\kappa_F = \frac{6}{5} \times \frac{(\alpha \alpha' A_F)^2 + 5 \alpha \alpha' A_F + 10}{\alpha A_F (\alpha \alpha' A_F + 3)} \dots\dots\dots (57)$$

3.2 Vlasov の理論との対応

Vlasov の理論²⁾によって前節のコ型開断面壁の振り解析を行うと以下のようになる。

振り中心は(58)式で表され、主扇形面積 ω は図-7 (a) のようになって扇形慣性モーメント J_ω は(59)式となる。

$$e = \frac{t_F d_W^2 d_F^2}{4 I_y} \dots\dots\dots (58)$$

$$J_{\omega} = \frac{1}{6} (d_F - 3e) d_W^2 d_F^2 t_F + e^2 I_y$$

$$= d_W^2 I_F (2 - 3 \frac{e}{d_F}) \dots\dots\dots (59)$$

ここに、 $I_y = I_W + A_F d_W^2/2$ 、 I_W と I_F は(16)式である。(58)、(59)式を変形するとそれぞれ前節の(47)、(38)式に一致する。

扇形一次モーメント S_{ω} は図-7 (b) のようになり、同図の座標 s_W, s_F を用いて、

$$S_{\omega}(s_W) = \frac{et_W}{2} (s_W^2 + d_W s_W) + \frac{1}{4} (d_F - 2e) d_W d_F t_F \dots\dots\dots (60)$$

$$S_{\omega}(s_F) = \frac{d_W t_F}{2} (e s_F - \frac{s_F^2}{2}) + \frac{1}{4} (d_F - 2e) d_W d_F t_F \dots\dots\dots (61)$$

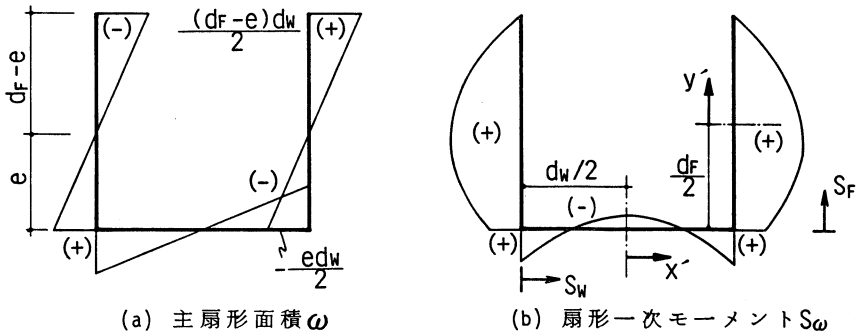


図-7 Vlasov の幾何学的特性値

のように表される。あるいは、それぞれの壁の中央に座標の原点をとった x', y' で表すと次式となる。

$$S_{\omega}(x') = \frac{et_W}{2} (x'^2 - \frac{d_W^2}{12}) \dots\dots\dots (60')$$

$$S_{\omega}(y') = -\frac{d_W t_F}{4} \{ y'^2 + (d_F - 2e) y' - \frac{3}{4} d_F^2 + e d_F \} \dots\dots\dots (61')$$

振れ角 $\phi(z)$ 、振り率 $\phi'(z)$ 、バイモーメント $B(z)$ はそれぞれ次式で表される。

$$\phi(z) = \frac{h}{k} \left\{ \frac{k}{h} z - \sinh \frac{k}{h} z + \tanh k \left(\cosh \frac{k}{h} z - 1 \right) \right\} \frac{M_T}{GJ} \dots\dots\dots (62)$$

$$\phi'(z) = \left\{ 1 - \cosh \frac{k}{h} z + \tanh k \cdot \sinh \frac{k}{h} z \right\} \frac{M_T}{GJ} \dots\dots\dots (63)$$

$$B(z) = \frac{h}{k} \left\{ \sinh \frac{k}{h} z - \tanh k \cosh \frac{k}{h} z \right\} M_T \dots\dots\dots (64)$$

ここに、

$$k = h \sqrt{\frac{GJ}{EJ_\omega}} \dots\dots\dots (65)$$

また、曲げ振りモーメント $H_\omega(z)$ は次式となる。

$$\begin{aligned} H_\omega(z) &= M_T - GJ\phi'(z) \\ &= \left(\cosh \frac{k}{h} z - \tanh k \cdot \sinh \frac{k}{h} z \right) M_T \dots\dots\dots (66) \end{aligned}$$

垂直応力度 σ_ω とせん断応力度 τ_ω はそれぞれ次式で表される。

$$\begin{aligned} \sigma_\omega &= \frac{B(z)}{J_\omega} \omega \dots\dots\dots (67) \\ \tau_\omega &= \frac{H_\omega(z) S_\omega}{J_\omega t} \dots\dots\dots (68) \end{aligned}$$

上記の Vlasov の理論ではせん断変形が考慮されていないので、前述の本論の解析でも $\kappa_F = 0$ としてせん断変形を無視すると(37)式の J_S は 1 となり、また(36)式中の J_ω は(59)式に等しいから $k_s = k$ となる。したがって、振れ角および振り率を表す(41)、(42)式はそれぞれ(62)、(63)式に一致する。また、(44)式の $B_S(z)$ は Vlasov のバイモーメント $B_S(z)$ に等しく、(56)式の $H_\omega(z)$ は曲げ振りモーメントを表す(66)式に一致する。振り中心を表す(46)式も $e_s = e$ となる。

垂直応力度を表す(50)、(51)式で、

$$\omega_n = -ex, \quad \omega_F = \frac{d_W}{2} \left(y + \frac{d_F}{2} - e \right)$$

とおくと、これらは図-7 (a) の主扇形面積 ω と一致するので(50)、(51)式は(67)式に等しい。また、せん断応力度を表す(54)、(55)式で、

$$S_\omega(y) = -\frac{d_W t_F}{4} \left\{ y^2 + (d_F - 2e)y - \frac{3}{4} d_F^2 + d_F e \right\}$$

$$S_\omega(x) = \frac{et_W}{2} \left(x^2 - \frac{d_W^2}{12} \right)$$

とおくと、これらは図-7 (b) の扇形一次モーメントを表す(60')、(61')式に一致し、(54)、(55)式は(68)式に等しい。

以上のように拙論¹⁾の開断面壁の解析法はせん断変形を無視すると Vlasov の理論に一致する。

3.3 St. Venant の振りモーメントを一定とした振り解析 (簡略解)

St. Venant の振りモーメント M_S を無視するか或いは高さ方向 z に関して一定と仮定すると、前述のコ型開断面壁の振り解析は非常に簡単になる。この場合のフランジ壁のせん断力 Q_F は、

$$Q_F = \frac{1}{d_W} (M_T - M_S) = \text{const.} \dots\dots\dots (69)$$

となり、両壁の全曲げモーメントと全軸力はそれぞれ次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \bar{M}_F &= -Q_F(h-z) + \frac{d_W}{2} n \\ \bar{N}_F &= -n \\ \bar{M}_W &= nd_W \\ \bar{N}_W &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (70)$$

前記 3.1 と同様にして縁伸縮力とフランジ壁の全曲げモーメント \bar{M}_F を求めると、

$$n = \frac{d_F}{2 \alpha I_F} (h-z) Q_F \dots\dots\dots (71)$$

$$\bar{M}_F = -\alpha' (h-z) Q_F \dots\dots\dots (72)$$

ここに、 α 、 α' はそれぞれ(25)、(27)式

となる。これよりフランジ壁の曲げ変形 v_{fb} とせん断変形 v_{fs} はそれぞれ

$$v_{fb} = \frac{\alpha' Q_F}{6 EI_F} (3hz^2 - z^3) \dots\dots\dots (73)$$

$$v_{fs} = \frac{\kappa_F Q_F}{GA_F} z \dots\dots\dots (74)$$

となるから捩れ角 $\phi(z)$ は、

$$\phi(z) = \frac{\alpha'}{3 EI_F d_W^2} \left\{ (3hz^2 - z^3) + \frac{6 \kappa_F EI_F}{\alpha' GA_F} z \right\} (M_T - M_S) \dots\dots\dots (75)$$

ここで、St. Venant の振りモーメント M_S を、

$$M_S = GJ \frac{\phi(h)}{h} \dots\dots\dots (76)$$

と仮定し、(75)式を代入すると、

$$M_S = \frac{k^2 (1 + g_F)}{3 + k^2 (1 + g_F)} M_T \dots\dots\dots (77)$$

ただし、

$$g_F = \frac{3 \kappa_F EI_F}{\alpha' GA_F h^2} \dots\dots\dots (78)$$

k および J_w はそれぞれ(65)、(38)式

となる。(77)式を(75)式に代入して、

$$\phi(z) = \frac{\alpha' M_T}{EI_F d_W^2 \{3 + k^2(1 + g_F)\}} \left\{ (3hz^2 - z^3) + 2h^2 g_F z \right\} \dots\dots\dots (79)$$

振り率 $\phi'(z)$ は上式を z で微分して

$$\phi'(z) = \frac{\alpha' M_T}{EI_F d_W^2 \{3 + k^2(1 + g_F)\}} \left\{ (6hz - 3z^2) + 2h^2 g_F \right\} \dots\dots\dots (80)$$

となる。また、(77)式を(69)式に代入して

$$Q_F = \frac{3}{3 + k^2(1 + g_F)} \cdot \frac{M_T}{d_W} \dots\dots\dots (81)$$

(81)式を(71)式に代入して

$$n = \frac{3 d_F M_T}{2 \alpha I_F d_W \{3 + k^2(1 + g_F)\}} (h - z) \dots\dots\dots (82)$$

を得る。ウェブ壁の変位 u_W を求めると、

$$u_W = - \frac{d_F M_T}{4 \alpha EI_F I_W \{3 + k^2(1 + g_F)\}} (3hz^2 - z^3) \dots\dots\dots (83)$$

となる。振れ中心 S までの距離 $e_s = |u_W / \phi|$ は

$$e_s = \frac{e}{1 + \frac{2 h^2 g_F z}{3 h z^2 - z^3}} \dots\dots\dots (84)$$

ただし、 e は(47)式

(82)式で、

$$B_S(z) = \frac{3 M_T}{3 + k^2(1 + g_F)} (z - h) \dots\dots\dots (85)$$

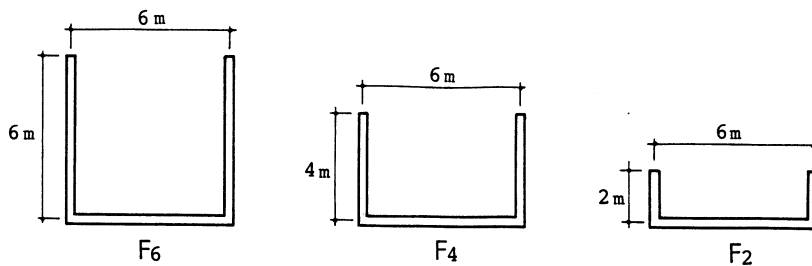
とおくと、

$$n = - \frac{d_F}{2 \alpha I_F d_W} B_S(z)$$

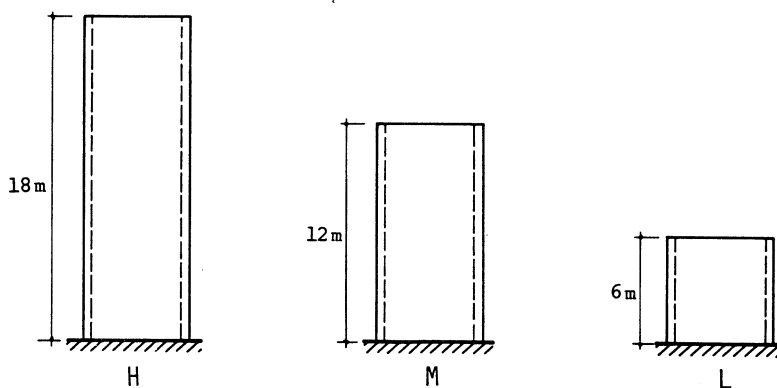
となる。上式は(43)式と同形であり、 $\overline{M}_F, \overline{M}_W$ についてもそれぞれ(48)、(49)式と同形になる。また、(71)式を z で微分すると、

$$\frac{dn}{dz} = - \frac{d_F}{2 \alpha I_F} Q_F$$

となり、(53)式と同形になる。したがって、垂直応力度、せん断応力度とも前記 3.1 と同形の式で求められる。



(a) 断面形種別



(b) 高さ種別

図-8 計算モデル

4. 振り計算例と簡略解の精度

前章では壁の頂部に集中振りモーメントを受けるコ型開断面壁の解析法として、1) 薄肉弾性ばりの Vlasov の理論、およびせん断変形を考慮した本論の解析法で、2) St. Venant の振りモーメント M_S を(19)式とする厳密解、3) M_S を高さ方向に一定と仮定して簡略化した解析の3方法について述べた。本章

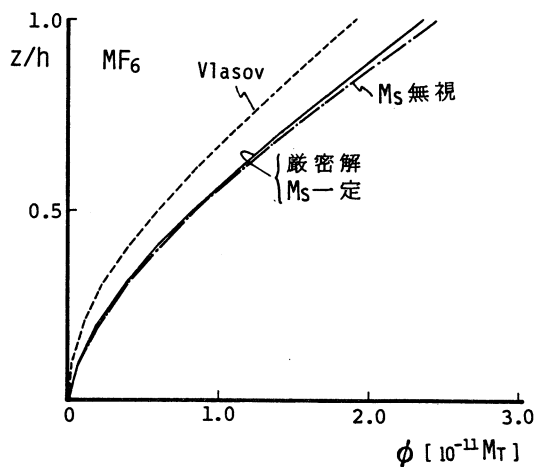


図-9(a) 振れ角 ϕ

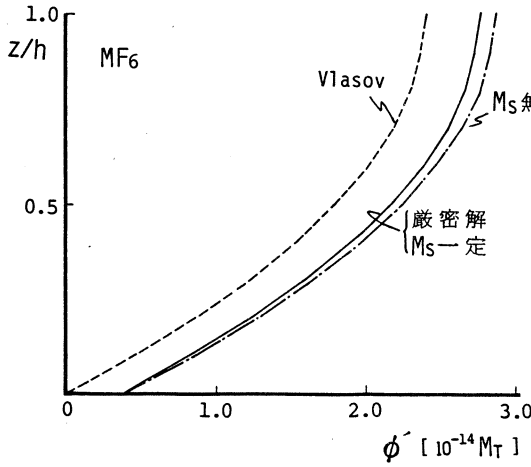


図-9(b) 振 り 率 ϕ'

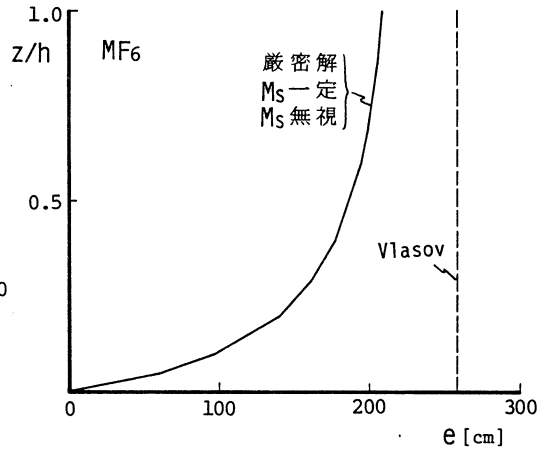


図-9(c) 振 れ 中 心

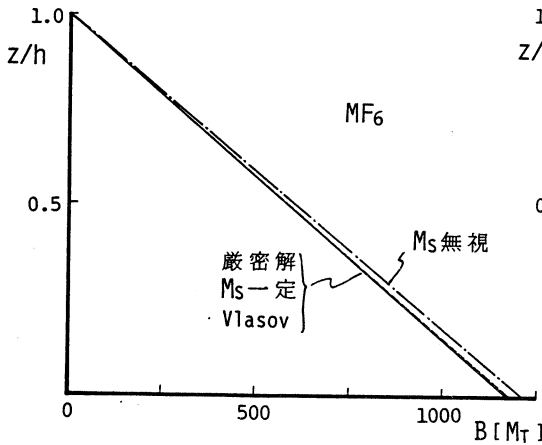


図-9(d) バイモーメント $B(z)$

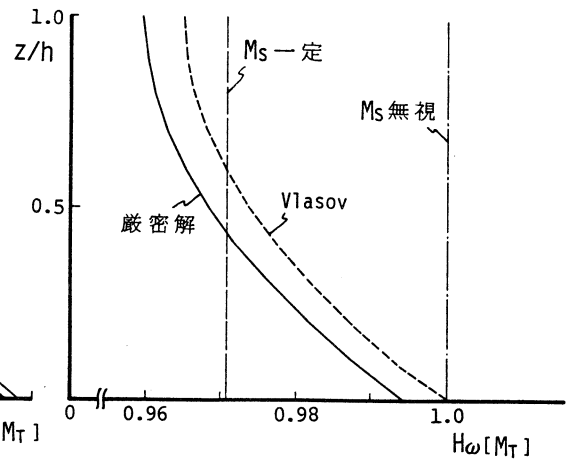


図-9(e) 曲げ振りモーメント $H\omega$

では、これら3とおりの解析法によって数値計算を行い、3者の計算結果を比較検討する。計算モデルは図-8に示すように、壁厚を30cm、ウェブ壁長さを6mと一定として、フランジ壁長さを3種、壁高さを3種に変化させた9種である。 M_S を一定とした解析では M_S を(76)式とした場合と全く無視した場合の計算も行った。計算結果は捩れ角 ϕ 、捩り率 ϕ' 、ウェブ壁から捩れ中心までの距離 e 、およびバイモーメント B （本論の解析法ではこれに類似させた B_S ）、曲げ振りモーメント $H\omega$ について示す。なお、垂直応力度、せん断応力度の断面内の分布形状は3解析法とも同一であるので、 B および $H\omega$ の相違がそのまま応力度の相違となる。また、集中捩りモーメント

トは M_T , 弾性係数 E は $2.1 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$, せん断弾性係数 G は $0.9 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ とした。

モデルの高さ記号 M , 断面形記号 F_6 についての計算結果を縦軸に z/h をとって図-9 (a)~(e) に示す。振れ角および振り率とも Vlasov の計算値よりもせん断変形を考慮した本論の計算値が大きく, 本論の厳密解と M_S 一定とした値とは同図上で一致している。振り率は高さ $z = 0$ で Vlasov の値は 0 となるが本論の値はせん断変形によって 0 とはならず, 本論の振り率を示す曲線は同図のように Vlasov の曲線を平行移動したような形となっている。振れ中心は, Vlasov の理論では高さ方向に関して一定となっているのに対し, 本論の値は $z = 0$ ではウェブ壁上にあり, z が大きくなるほど同図 (c) のようにウェブ壁から離れている。最も離れている壁頂部でも本論の e は Vlasov の値より小さい。バイモーメントは同図 (d) に示すように解析法によらず高さ方向に関して直線的に変化し, 大きさの違いもほとんどない。曲げ振りモーメントは, Vlasov の理論では $z = 0$ で M_T に一致し z が大きくなるほど減少する曲線となるが, 本論の厳密解では同図 (e) に示すようにそれを小さい側に平行移動した形となっている。 M_S 一定の場合の曲げ振りモーメントは, 厳密解のほぼ平均値となって頂部と $z = 0$ の付近で厳密解との差が大きくなるが, 横軸の座標に示される通りその誤差は小さい。

図-8 に示した全種類のモデルに関して頂部の振れ角 $\phi(h)$, 頂部の振り率 $\phi'(h)$, 頂部の振れ中心までの距離 e , 脚部のバイモーメント $B(o)$, 頂部と脚部の曲げ振りモーメント $H_\omega(h)$, $H_\omega(o)$ をそれぞれ表-1 (a)~(f) に示す。表中の () 内の数値は厳密解に対する比を示している。

頂部振れ角 $\phi(h)$ の Vlasov の値は, フランジ壁長さが長いほど, 壁高が低いほど厳密解から離れており, モデル LF_6 の厳密解との比は 0.518 となっている。 M_S 一定とした場合の値は, 上記とは逆にフランジ壁長さが短いほど, 壁高が高いほど厳密解と差が生じているが, 誤差の最も大きなモデル HF_2 の厳密解との比は 1.068 である。 M_S 無視の場合のモデルによる変化は M_S 一定の場合と同様であり, 誤差はそれより大きい壁高が低い場合か或いはフランジ壁長さが長い場合には 10% 以内の精度となっている。

頂部振り率 $\phi'(h)$ のモデルおよび解析法による相違は $\phi(h)$ の場合とはほぼ同様である。

振れ中心 e は, せん断変形を考慮すると断面形が同じでも壁高によって変化するが, Vlasov の理論では壁高によらず一定である。Vlasov の誤差のモデル種別による傾向は振れ角の場合と同様であり, モデル LF_6 の e は厳密解の二倍近くにもなっている。 M_S 一定および無視の場合の e は厳密解にほとんど一致している。

バイモーメント $B(o)$ については, Vlasov の値は全モデルで厳密解にほぼ等しい。 M_S 一定の場合も厳密解との誤差は非常に小さいが, M_S 無視の場合にはフランジ壁長さが短く壁高が高くなると誤差が大きくなる。

曲げ振りモーメント H_ω の Vlasov の値と厳密解とはほぼ等しい。 M_S 一定とした場合の誤差のモデル種別による傾向は振れ角の場合と同様であり, モデル HF_2 の厳密解との比は頂部で 1.265,

表-1 (a) 頂部 振 れ 角 ϕ (h)

		[$10^{-11} M_T$]		
モデル記号		F ₆	F ₄	F ₂
L	厳密解	0.4732 (1.000)	1.067 (1.000)	5.035 (1.000)
	Ms一定	0.4735 (1.001)	1.069 (1.002)	5.086 (1.010)
	Ms無視	0.4790 (1.012)	1.091 (1.022)	5.461 (1.085)
	Vlasov	0.2451 (0.518)	0.732 (0.686)	4.421 (0.878)
M	厳密解	2.360 (1.000)	6.196 (1.000)	30.04 (1.000)
	Ms一定	2.369 (1.004)	6.254 (1.009)	31.18 (1.038)
	Ms無視	2.440 (1.034)	6.647 (1.073)	39.49 (1.315)
	Vlasov	1.920 (0.814)	5.576 (0.900)	29.14 (0.970)
H	厳密解	6.885 (1.000)	18.27 (1.000)	77.07 (1.000)
	Ms一定	6.949 (1.009)	18.65 (1.021)	82.29 (1.068)
	Ms無視	7.363 (1.069)	21.13 (1.157)	130.67 (1.695)
	Vlasov	6.261 (0.909)	17.44 (0.955)	76.12 (0.988)

表-1 (b) 頂部 振 り 率 ϕ' (h)

		[$10^{-14} M_T$]		
モデル記号		F ₆	F ₄	F ₂
L	厳密解	0.9905 (1.000)	2.379 (1.000)	11.97 (1.000)
	Ms一定	0.9925 (1.002)	2.390 (1.005)	12.17 (1.017)
	Ms無視	1.0041 (1.014)	2.439 (1.025)	13.07 (1.092)
	Vlasov	0.6127 (0.619)	1.828 (0.768)	11.02 (0.921)
M	厳密解	2.755 (1.000)	7.438 (1.000)	36.53 (1.000)
	Ms一定	2.774 (1.007)	7.545 (1.014)	38.52 (1.054)
	Ms無視	2.856 (1.037)	8.019 (1.078)	48.79 (1.336)
	Vlasov	2.397 (0.870)	6.951 (0.935)	35.97 (0.985)
H	厳密解	5.532 (1.000)	14.84 (1.000)	62.01 (1.000)
	Ms一定	5.608 (1.014)	15.28 (1.030)	68.20 (1.100)
	Ms無視	5.942 (1.074)	17.32 (1.167)	108.31 (1.747)
	Vlasov	5.204 (0.941)	14.45 (0.974)	61.76 (0.996)

表-1(c) 頂部の振れ中心

		[cm]		
モデル記号		F ₆	F ₄	F ₂
L	厳密解	132.5 (1.000)	109.0 (1.000)	58.03 (1.000)
	M _s 一定	132.5 (1.000)	109.1 (1.001)	58.13 (1.002)
	M _s 無視	132.5 (1.000)	109.1 (1.001)	58.13 (1.002)
	Vlasov	257.1 (1.940)	160.0 (1.468)	66.67 (1.149)
M	厳密解	208.0 (1.000)	143.1 (1.000)	64.19 (1.000)
	M _s 一定	208.2 (1.001)	143.3 (1.001)	64.31 (1.002)
	M _s 無視	208.2 (1.001)	143.3 (1.001)	64.31 (1.002)
	Vlasov	257.1 (1.236)	160.0 (1.118)	66.67 (1.039)
H	厳密解	232.6 (1.000)	151.9 (1.000)	65.48 (1.000)
	M _s 一定	232.8 (1.001)	152.1 (1.001)	65.60 (1.002)
	M _s 無視	232.8 (1.001)	152.1 (1.001)	65.60 (1.002)
	Vlasov	257.1 (1.105)	160.0 (1.053)	66.67 (1.018)

表-1(d) 脚部のバイモーメントB(o)

		[-M _T]		
モデル記号		F ₆	F ₄	F ₂
L	厳密解	593 (1.000)	588 (1.000)	559 (1.000)
	M _s 一定	593 (1.000)	588 (1.000)	559 (1.000)
	M _s 無視	600 (1.012)	600 (1.020)	600 (1.073)
	Vlasov	596 (1.005)	592 (1.007)	564 (1.009)
M	厳密解	1166 (1.000)	1130 (1.000)	957 (1.000)
	M _s 一定	1165 (1.000)	1129 (0.999)	947 (0.990)
	M _s 無視	1200 (1.029)	1200 (1.062)	1200 (1.254)
	Vlasov	1172 (1.005)	1137 (1.006)	964 (1.007)
H	厳密解	1700 (1.000)	1593 (1.000)	1176 (1.000)
	M _s 一定	1699 (0.999)	1589 (0.997)	1133 (0.963)
	M _s 無視	1800 (1.059)	1800 (1.130)	1800 (1.531)
	Vlasov	1709 (1.005)	1602 (1.006)	1183 (1.006)

表一 (e) 頂部の曲げ振りモーメント $H\omega(h)$

		[M_T]		
モデル記号		F_6	F_4	F_2
L	厳密解	0.9856 (1.000)	0.9730 (1.000)	0.9030 (1.000)
	M_S 一定	0.9885 (1.003)	0.9798 (1.007)	0.9313 (1.031)
	M_S 無視	1.0000 (1.015)	1.0000 (1.028)	1.0000 (1.107)
	Vlasov	0.9911 (1.006)	0.9793 (1.006)	0.9108 (1.009)
M	厳密解	0.9598 (1.000)	0.9156 (1.000)	0.7040 (1.000)
	M_S 一定	0.9712 (1.012)	0.9409 (1.028)	0.7895 (1.121)
	M_S 無視	1.0000 (1.042)	1.0000 (1.092)	1.0000 (1.420)
	Vlasov	0.9650 (1.005)	0.9212 (1.006)	0.7086 (1.007)
H	厳密解	0.9193 (1.000)	0.8316 (1.000)	0.4978 (1.000)
	M_S 一定	0.9437 (1.027)	0.8825 (1.061)	0.6297 (1.265)
	M_S 無視	1.0000 (1.088)	1.0000 (1.203)	1.0000 (2.009)
	Vlasov	0.9241 (1.005)	0.8362 (1.006)	0.4998 (1.004)

表一 (f) 脚部の曲げ振りモーメント $H\omega(o)$

		[M_T]		
モデル記号		F_6	F_4	F_2
L	厳密解	0.9944 (1.000)	0.9935 (1.000)	0.9906 (1.000)
	M_S 一定	0.9885 (0.994)	0.9798 (0.986)	0.9313 (0.940)
	M_S 無視	1.0000 (1.005)	1.0000 (1.007)	1.0000 (1.009)
	Vlasov	1.0000 (1.005)	1.0000 (1.007)	1.0000 (1.009)
M	厳密解	0.9944 (1.000)	0.9935 (1.000)	0.9906 (1.000)
	M_S 一定	0.9712 (0.977)	0.9409 (0.947)	0.7895 (0.797)
	M_S 無視	1.0000 (1.005)	1.0000 (1.007)	1.0000 (1.009)
	Vlasov	1.0000 (1.005)	1.0000 (1.007)	1.0000 (1.009)
H	厳密解	0.9944 (1.000)	0.9935 (1.000)	0.9906 (1.000)
	M_S 一定	0.9437 (0.949)	0.8825 (0.888)	0.6297 (0.636)
	M_S 無視	1.0000 (1.005)	1.0000 (1.007)	1.0000 (1.009)
	Vlasov	1.0000 (1.005)	1.0000 (1.007)	1.0000 (1.009)

脚部で0.636となっていて、フランジ壁長さが短く壁高が高いと誤差が幾分大きい。 M_S 無視の場合には脚部では厳密解にほぼ等しいが、頂部ではフランジ壁長さが短いと壁高が高くなると誤差が大きくなる。

以上のように、St. Venant の振りモーメント M_S を一定とした場合の計算結果は、全般的に厳密解と良く対応しているが、フランジ壁長さが短く壁高が高い場合には St. Venant の振り剛性の影響が大きくなるために誤差が幾分大きい。上記の計算では壁高の全長にわたって M_S を一定としたが、壁高を分割し各区分毎に M_S を一定として計算した結果を表-2 に示す。計算モデルは前述の誤差が最も大きかった HF₂ であり、実際の計算は拙論¹⁾で示したマトリックス解析によって行った。分割数が多いほど当然精度もよくなり、6 分割した場合の厳密解との比は振れ角 $\phi(h)$ で1.002、曲げ振りモーメント $H\omega$ の頂部で1.006、脚部で0.913となっている。HF₂ の6 分割した各区分の層高は3 mであり、通常の建物の構造解析では各層毎に M_S を一定として計算しても工学的に十分な精度を有すると考えられる。

表-2 モデルHF₂の分割数による精度 (M_S 一定)

		$\phi(h)$ [$10^{-11}M_T$]	$H\omega(h)$ [M_T]	$H\omega(0)$ [M_T]
厳密解		77.07 (1.000)	0.4978 (1.000)	0.9906 (1.000)
分割数	2	78.60 (1.020)	0.5248 (1.054)	0.7680 (0.775)
	3	77.70 (1.009)	0.5094 (1.023)	0.8310 (0.839)
	6	77.25 (1.002)	0.5006 (1.006)	0.9042 (0.913)

5. む す び

本報では、そり拘束に伴って生ずる二次せん断応力によるせん断変形を考慮したコ型開断面壁の曲げ振り解析について述べた。解析理論は拙論¹⁾の開断面壁の解析法に基づいている。この曲げ振り解析と St. Venant の振りモーメントを一定とした解析、および Vlasov の理論による解析の3通りの解析方法によって、壁高とフランジ壁長さを変化させたコ型開断面壁の数値計算を行い、後二者の解析精度の検討を行った。その結果、本例題のような中低層規模のコ型開断面壁に関して、

- 1) Vlasov の振り解析値は、せん断変形を考慮していないのでフランジ壁長さが長いほど、壁高が低いほど誤差が大きい。
- 2) 拙論¹⁾のマトリックス解法は、St. Venant の振りモーメントが各層毎に一定となるが、構造設計上、十分な精度を有する。

荒井康幸・荒川 卓・溝口光男

また、本報で述べた曲げ振り解析値はせん断変形を無視すると Vlasov の振り解析値に一致することを示した。

(昭和61年 5 月20日 受理)

参 考 文 献

- 1) 荒井康幸, 柴田拓二: 日本建築学会論文報告集 313,48 (1982)
- 2) Vlasov, V. Z. 著, 奥村敏恵, 他邦訳: 薄肉弾性ばりの理論 (技報堂, 1967)

鉄筋コンクリート造偏心骨組のオンライン振れ応答実験

溝 口 光 男・荒 川 卓・荒 井 康 幸

Torsional Earthquake Response of Coupled Reinforced Concrete Frames by Personal Computer—Actuator On—Line System

Mitsuo MIZOGUCHI, Takashi ARAKAWA and Yasuyuki ARAI

Abstract

In 1984 the authors produced a torsional earthquake response testing system in which actuators were linked to personal computer (personal computer-actuator on-line system) by way of reproducing seismic behavior of structures with eccentricity. Using this system the authors have performed experiments on torsional earthquake response of reinforced concrete structures with eccentricity.

In this paper the outline of the personal computer-actuator on-line system and the experimental results on torsional earthquake response of coupled reinforced concrete frames, where eccentricity is varied, are reported.

According to this experiment a large difference can be seen in torsional earthquake response of coupled reinforced concrete frames which have the same stiffness and ultimate strength with varying eccentricity.

1. 緒 言

偏心のある建物が地震動を受けると振れ振動を生じ、剛性や耐力の小さな部分に損傷が集中すると考えられている。このような振れ振動を生ずる鉄筋コンクリート造偏心建物を対象に、鉄筋コンクリート部材の崩壊に至るまでの復元力特性を忠実に評価しながら振れ応答解析を行うことには困難が多い。したがって、岡田・関氏等によって始められた電算機—アクチュエータオンラインシステムによる地震応答実験の手法¹⁾は、この種の問題を解決する上で極めて有効な手段であると考えられる。この地震応答実験システムによって、鉄筋コンクリート造偏心骨組を対象とした一方向もしくは二方向の並進応答実験は既に行われている^{2)~4)}が、振れ応答実験を行った例は見当らない。

本報では、筆者等が鉄筋コンクリート造偏心建物の振れ応答挙動を再現できる方法として考案・開発した、パソコンとアクチュエータをオンライン化した慣性モーメントを考慮できる一方向地震入力に対する振れ応答実験システムの概要、ならびにこの振れ応答実験システムにより行った鉄筋コンクリート造立体骨組の偏心率を変化させた場合の振れ応答実験結果について報告する。なお、本報は、既に日本建築学会大会学術講演梗概集ならびに同北海道支部研究報告集へ発

表した内容^{5)~8)}について取りまとめたものである。

2. 振れ応答実験システムの概要

振れ応答実験のシステムを図-1に、応答実験のフローを図-2に示す。また、図-3には加力装置を示す。振れ応答実験システムの概要は以下のとおりである。

1) 水平方向の加力は、図-1に示すように試験体を挟んで平行に配置した二台のアクチュエータによって、任意に設定した重心位置に応答変位と応答振れ角を強制する方法とした。このとき同時にロードセルにより荷重を検出し、コンピュータに取り込んで重心位置に関する復元力（層剪断力と振れモーメント）を求めた。

2) 変位の制御システムは、二台のアクチュエータ相互の影響を極力避けるため、図-1に示すようにアクチュエータ加力線上に配置した二個の差動トランス型変位計のアナログ信号を、アクチュエータ制御部へ直接フィードバックすると同時に、パソコンへ取り込んで命令信号を出力するダブルクローズドシステムとした。

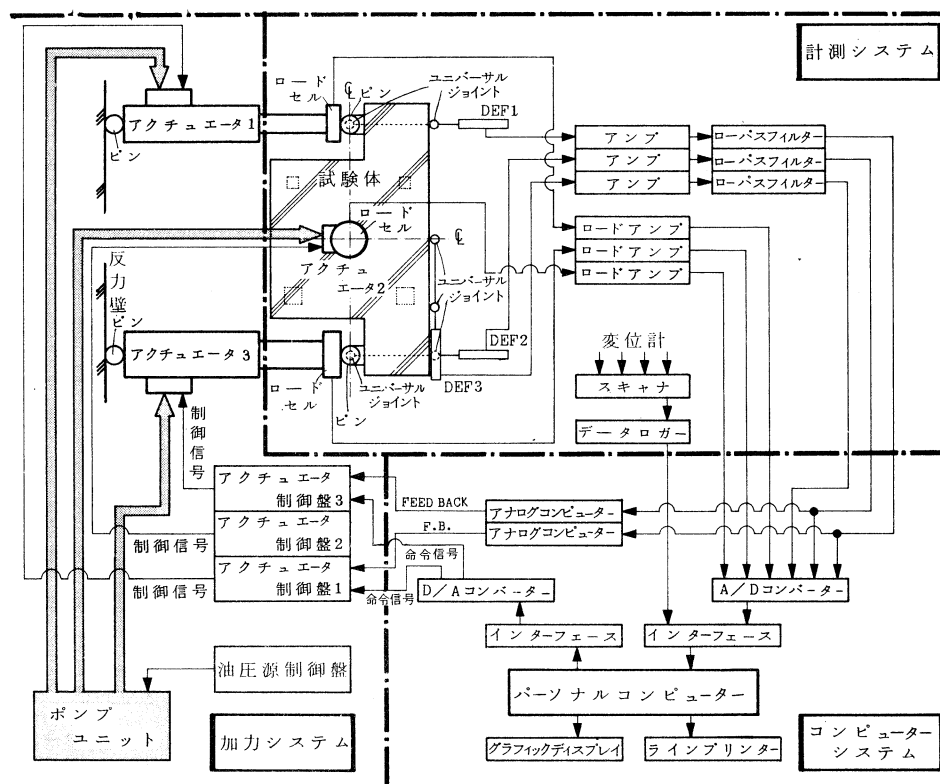


図-1 振れ応答実験システム

3) アクチュエータへの命令信号の出力方法は、アクチュエータの追従速度を考え一度に出力する命令信号の増分を0.1mm以下とし、応答変位の増分がこれを越える場合には応答変位を越えない回数だけ基準出力変位（0.1mm以下で実験中に変更が可能）を出力し、次に残りの変位を出力する方法とした。また、二台のアクチュエータが同時刻に目標変位に到達するように命令信号を与えた。なお、目標変位に対応する命令信号をアクチュエータ制御部へ与えても、目標変位と測定変位との間に差がある場合には両者の差を命令信号へ上乘せして出力し、両者の差がなくなるようにしている（図-2 応答実験フロー参照）。

4) 試験体の測定変位が目標変位に到達したかどうかの収束の判定は、目標変位と測定変位の差によって行い、この差が設定した範囲内に収まれば収束したものと見做した。この設定の範囲は、D/A コンバーターの最小出力電圧に対応する変位を基準とし、オーバーシュート側を幅広くして設定した。

5) 差動トランスで計測した変位およびロードセルで計測した荷重は、それぞれのアナログ信号をA/D コンバーターから連続して取り込んだ3計測点の平均値とした。これらの数値は、ローパスフィルターによりノイズが取り除かれており変動が少ないことから、十分な精度を有している。

6) 鉛直荷重用のアクチュエータは、天井スラブ上面の中央位置（図-1, 3 参照）に取り付けた。このアクチュエータの制御は荷重制御とし、実験中には一定荷重が試験体へ加わるようにした。また、鉛直荷重の水平分力は復元力に考慮した。

7) 地動入力方向と直角方向の変形は、図-3 中図印のところに両端にユニバーサルジョイントを持つ振れ止め（ピン支点間距離2.35m）を設けて拘束した。

振動方程式

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & I \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{\theta} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_x & -K_x \cdot e_y \\ -K_x \cdot e_y & K_\theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ \theta \end{Bmatrix} = - \begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & I \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_0 \\ \ddot{\theta}_0 \end{Bmatrix}$$

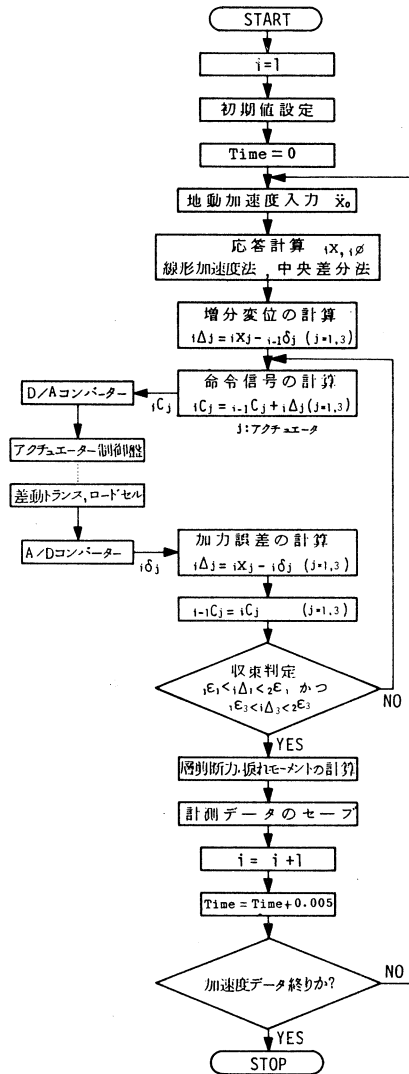


図-2 応答実験フロー

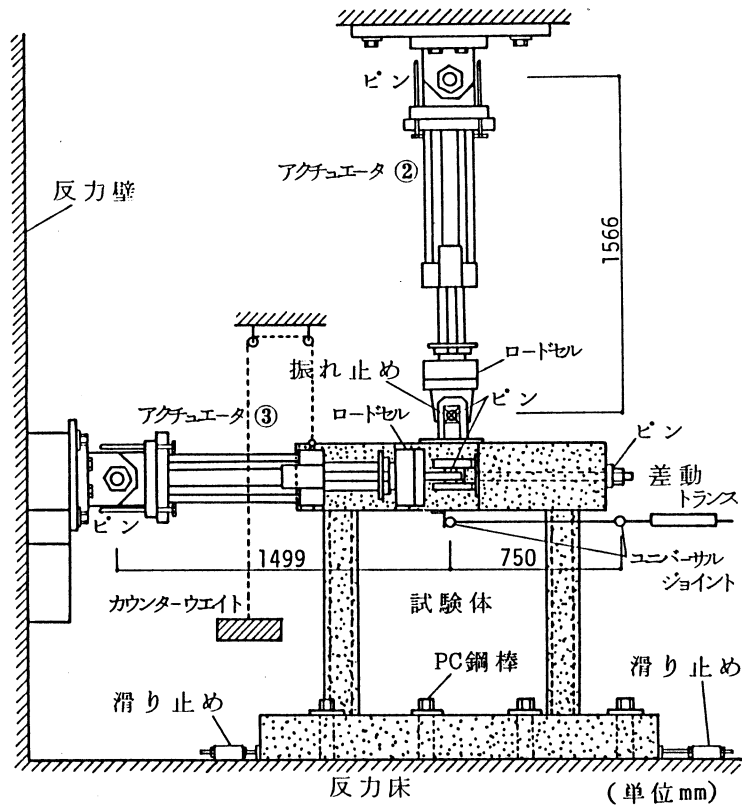


図-3 加 力 装 置

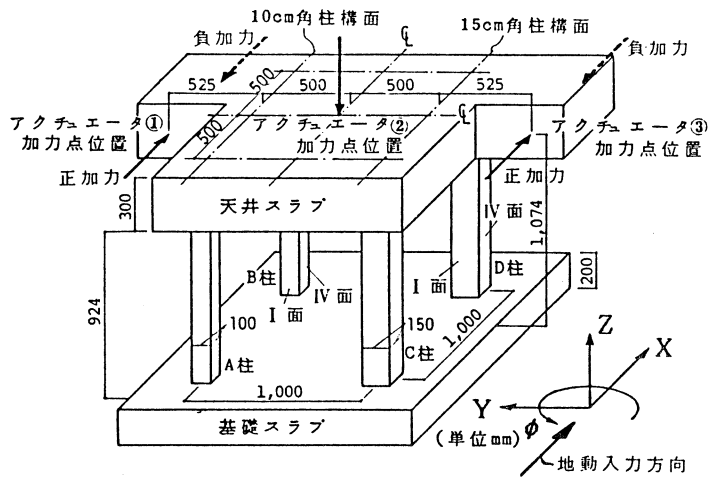


図-4 試 験 体 形 状

3. 実験概要

3.1 試験体

試験体は、実大の約1/4の鉄筋コンクリート造一層一スパン立体骨組模型で、図-4に示す一軸偏心の試験体4体である。柱の寸法は10cm×10cmと15cm×15cmの2種であり、柱心距離は100cm、柱内法高さは約90cmである。柱は曲げ破壊が剪断破壊に先行するように設計し、10cm角柱(A,B柱)では主筋に4-D10($P_t=1.43\%$)、帯筋に $4\phi@2.5\text{cm}$ ($P_w=0.99\%$)を用い、15cm角柱(C,D柱)では主筋に4-D13($P_t=1.13\%$)、帯筋に $6\phi@5\text{cm}$ ($P_w=0.65\%$)を用いた。コンクリートは豆砂利普通コンクリートを使用し、打設は鉛直打ちとした。試験時のコンクリート強度 F_c は表-1に、鉄筋の力学的性状は表-2に示す。

3.2 振れ応答実験

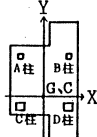
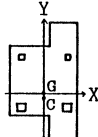
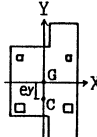
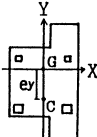
表-1に試験体一覧を示す。試験体の水平剛性および耐力はほぼ等しく、偏心率は偏心距離 e_y を表中に示す値として重心位置を仮定したときのものである。試験体の種類は、並進応答実験の $_{85}\text{FR}$ 00と、偏心率をそれぞれ0.15, 0.54, 1.0の3種として振れ応答実験を行った $_{85}\text{FR}$ 15, $_{85}\text{FR}$ 54, $_{85}\text{FR}$ 100の合計4種である。表中の質量および回転慣性は、回転慣性算定面積を150cm×150cmとし、振れ連成の一次固有周期を0.2秒と仮定したときの値である。

入力地震波は1968年十勝沖地震の八戸港湾におけるEW成分で、最大加速度付近の8秒間とその後

に2秒間の0データを付加した合計10秒間を、最大加速度が320galになるように補正して用いた。

応答計算に使用した数値積分法は、既往の文献¹⁾等を参考にして加力初期には線形加速度法を、その後は中央差分法を使用した。両積分法とも時間刻みは0.005秒とし、応答実験に要した全時間は、全試験体とも計測時間を含めておよそ11時間であった。また、減衰定数はここでは0とした。

表-1 試験体一覧

試験体名	$_{85}\text{FR00}$	$_{85}\text{FR15}$	$_{85}\text{FR54}$	$_{85}\text{FR100}$
剛心位置 C^* 及び重心位置 G^{**}				
偏心率	$R_{ex}=0$ $R_{ey}=0$	$R_{ex}=0.15$ $R_{ey}=0$	$R_{ex}=0.54$ $R_{ey}=0$	$R_{ex}=1.0$ $R_{ey}=0$
偏心距離(cm)	$e_y=0$	$e_y=9.3$	$e_y=33.5$	$e_y=62.3$
周期(sec)	$T_1=0.154$ (並進)	$T_1=0.165$ $T_2=0.142$	$T_1=0.2$ $T_2=0.117$	$T_1=0.249$ $T_2=0.094$
質量	0.01945 (ton sec ² /cm)			
回転慣性	72.951 (ton sec cm)			
鉛直荷重	22.5 (ton)			
終局耐力 F_c (ton)	9.12	9.04	9.17	9.13
F_c ($\%$)	236	204	264	241

* 弾性時の計算上の剛心位置 C

** 応答計算で仮定した重心位置 G

*** 各柱の曲げ終局耐力計算値の合計値

表-2 鉄筋の力学的性状

種別	断面積 (cm ²)	降伏強度 ($\%$)	引張強度 ($\%$)	伸び率 ($\%$)	用途
D16	(1.986)	3700	5460	26	スラブ筋
D13	(1.267)	3590	5210	25	柱主筋
D10	(0.713)	3690	5290	26	柱主筋
6ϕ	0.242	3440	4280	25	帯筋
4ϕ	0.124	3110	3860	33	帯筋

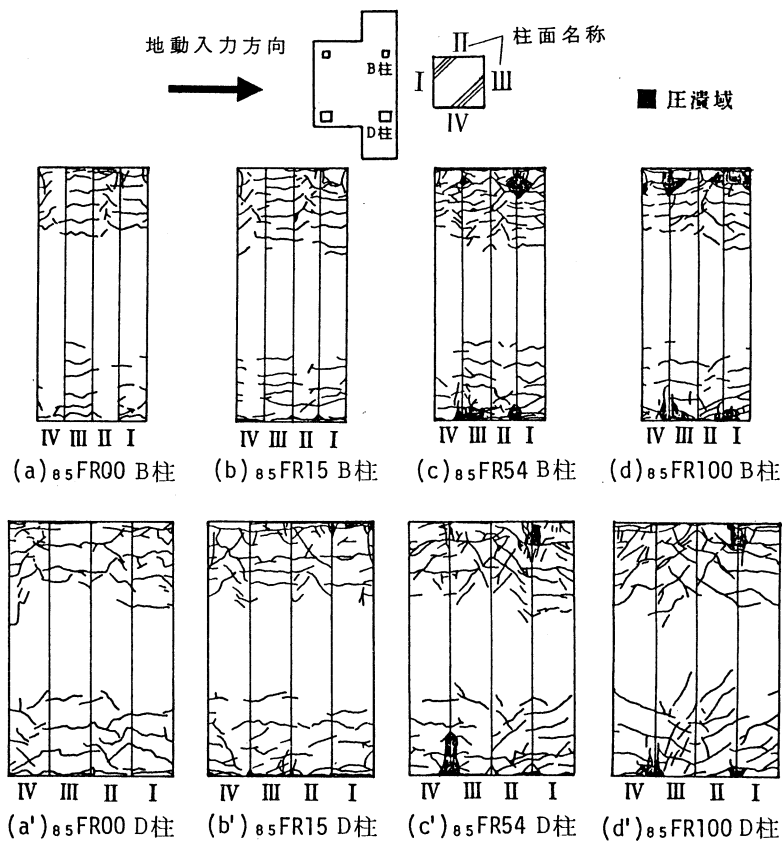
(): 公称断面積

4. 実験結果および考察

4.1 亀裂状況

B 柱（10cm角柱）と D 柱（15cm角柱）の最終亀裂状況を図－5 に示した。柱上下端の亀裂発生範囲は、全試験体ともほぼ同様であり、偏心率が異なることによる差は認められない。

亀裂発生状況については、並進の₈₅FR 00と偏心率の小さい₈₅FR 15には地動入力方向に直角な面（Ⅰ,Ⅲ面）に曲げ亀裂が、地動入力方向に平行な面（Ⅱ,Ⅳ面）に斜め亀裂が主に発生した。偏心率の大きい₈₅FR 54と₈₅FR 100には、柱上下端の全面に水平亀裂や斜め亀裂の発生がみられ、隅角部の圧潰が激しくなっている。また、15cm角柱ではⅡ,Ⅲ面の斜め亀裂には角度が急なものや、柱材軸に対し同方向の傾きをもって2面にわたる斜め亀裂が生じ、振れによる影響が大きいと考えられる。



図－5 亀 裂 図

4.2 応答層剪断力—応答重心変位曲線

図-6に各試験体の応答層剪断力—応答重心変位曲線を示す。並進の $_{85}FR00$ の曲線(同図(a))をみると、実験開始後剛性はわずかつ低下し、15cm角柱主筋の降伏によって剛性は大きく低下する。その後、10cm角柱主筋も降伏して剛性はさらに低下するが、層剪断力は柱主筋降伏後も除々に上昇している。ループの形状は、主筋降伏時までは細長く、主筋降伏以後では主筋降伏以前よりも太くなっている。また、ループの傾きは大きな変位を経験するのに伴って緩やかとなっている。 $_{85}FR15$ の曲線(同図(b))は、並進の $_{85}FR00$ とほぼ同様の曲線となっており大きな違いはみられない。これに対して偏心率の大きな $_{85}FR54$ (同図(c))や $_{85}FR100$ (同図(d))では $_{85}FR00$ と大きく異なり、主筋降伏以前にも曲線の傾きが小さくなる部分がみられる。また、主筋降伏時の層剪断力は、 $_{85}FR00$ に比べて低い。ループの形状は両試験体とも並進周期と振れ周期とが一致していないため複雑なものとなっており、偏心率が大きくなるほど回転慣性の影響が大きく現れている。

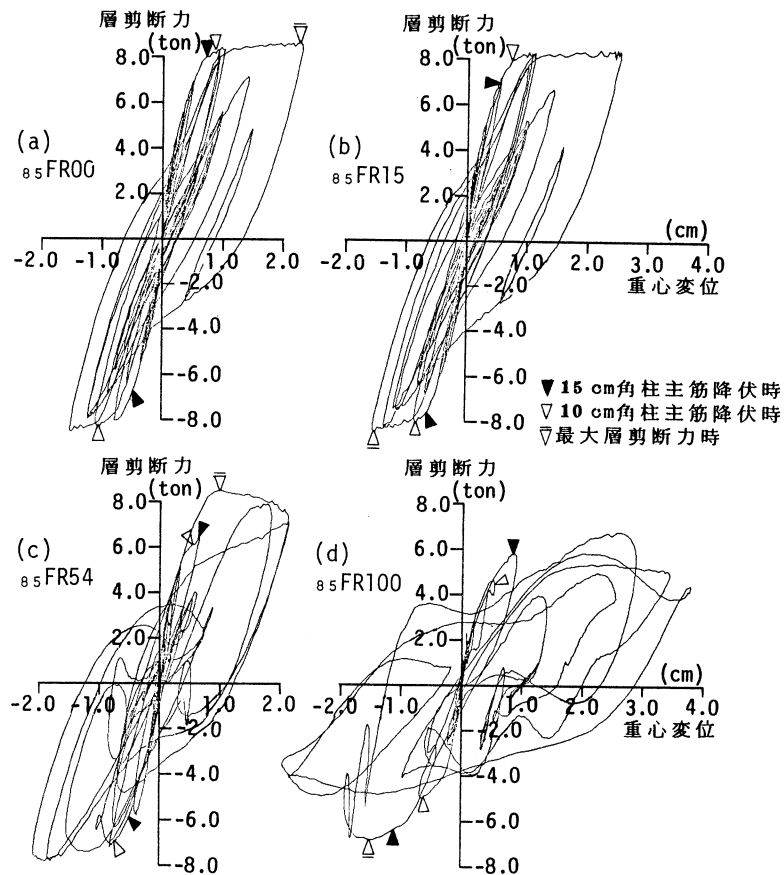
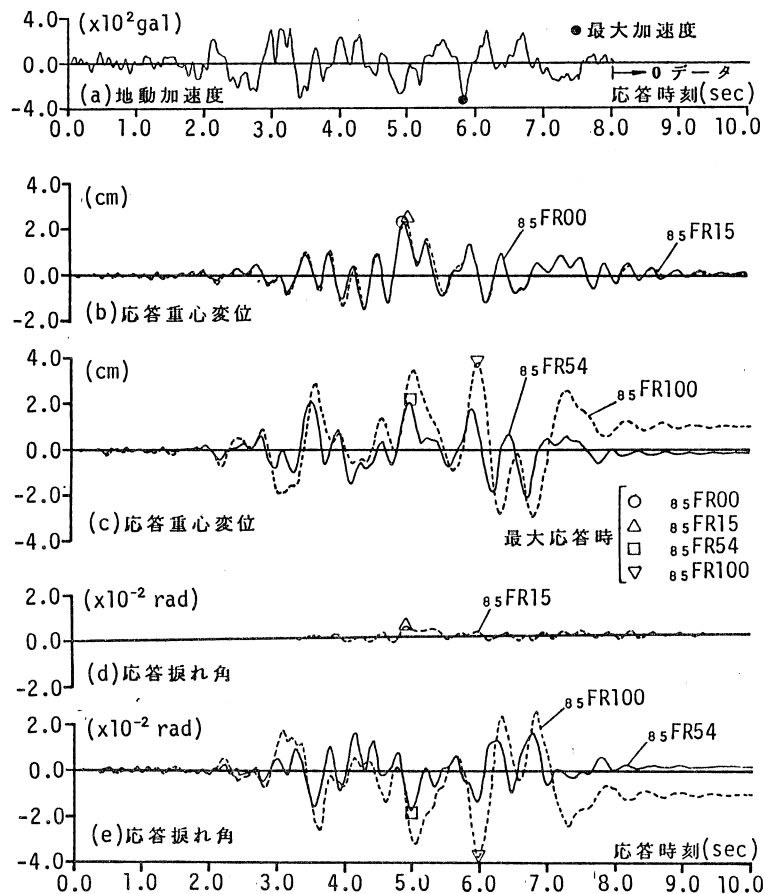


図-6 応答層剪断力—応答重心変位曲線

4.3 時刻歴応答

全試験体の応答重心変位，応答振れ角，応答層剪断力，応答重心振れモーメントの時刻歴を図一7(1)，(2)に示す。重心変位の時刻歴（同図(b),(c)）では， $_{85}\text{FR}15$ は並進の $_{85}\text{FR}00$ とほぼ同じ時刻歴を示しているが， $_{85}\text{FR}54$ や $_{85}\text{FR}100$ のように偏心率が大きくなるのに伴って，周期は長くなっている。振れ角の時刻歴（同図(d),(e)）についても，重心変位と同様に偏心率が大きいもののほど応答周期が長くなっている。並進の $_{85}\text{FR}00$ を除き，振れ応答実験を行った試験体では，層剪断力（同図(f),(g)）が始めに最大となった後に重心振れモーメント（同図(h),(i)）が最大となり，その後に重心変位と振れ角がほぼ同時に最大を示した。また，層剪断力，重心振れモーメントが最大となる時刻は偏心率が大きいほど早くなり，重心変位および振れ角が最大となる時刻は偏心率が大きいほど遅くなる傾向がある。



図一7(1) 時刻歴応答

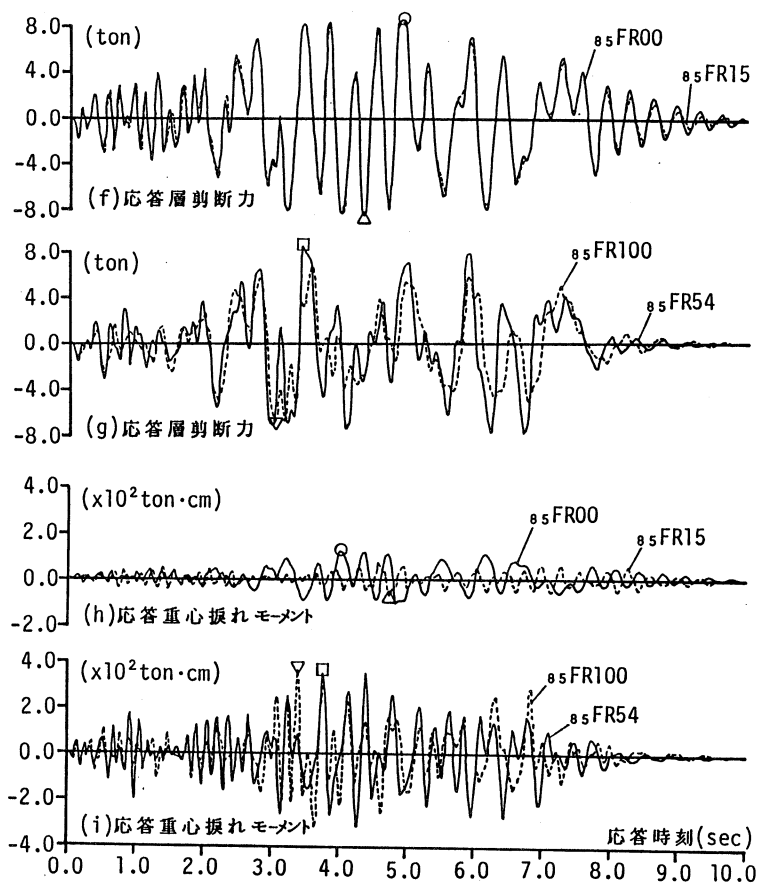


図-7(2) 時刻歴応答

4.4 応答層剪断力および応答重心変位

図-8に各試験体の層剪断力、重心変位、重心振れモーメントおよび振れ角/重心変位の最大応答実験値を $_{85}\text{FR00}$ を基準として示す。層剪断力には計算値も同時に示した。最大層剪断力(同図(a))では、全試験体とも実験値は計算値を少し下回っている。しかし、偏心率0.54までは実験値には大差がなくほぼ一定となっているのに対して、偏心率1.0では他に比べて20%程度低くなっている。最大重心変位(同図(b))では、偏心率0.54までは顕著な差はなく、偏心率1.0では他に比べ60%程度大きくなっている。最大重心振れモーメント(同図(c))では、偏心率0.54と1.0とでは重心振れモーメントは大きくなるが、両者ほぼ同じ値となって大差はみられない。最大振れ角(同図(d))では、 $_{85}\text{FR00}$ の重心変位 δ_0 に対する比で示されるように、偏心率の増加に伴って振れ角はほぼ直線的に大きくなっている。また、各試験体の重心変位 δ_G に対する比は偏心率が大きくなるのに伴って大きくなるが、その増加の割合は偏心率が大きいものほど小さくなっている。

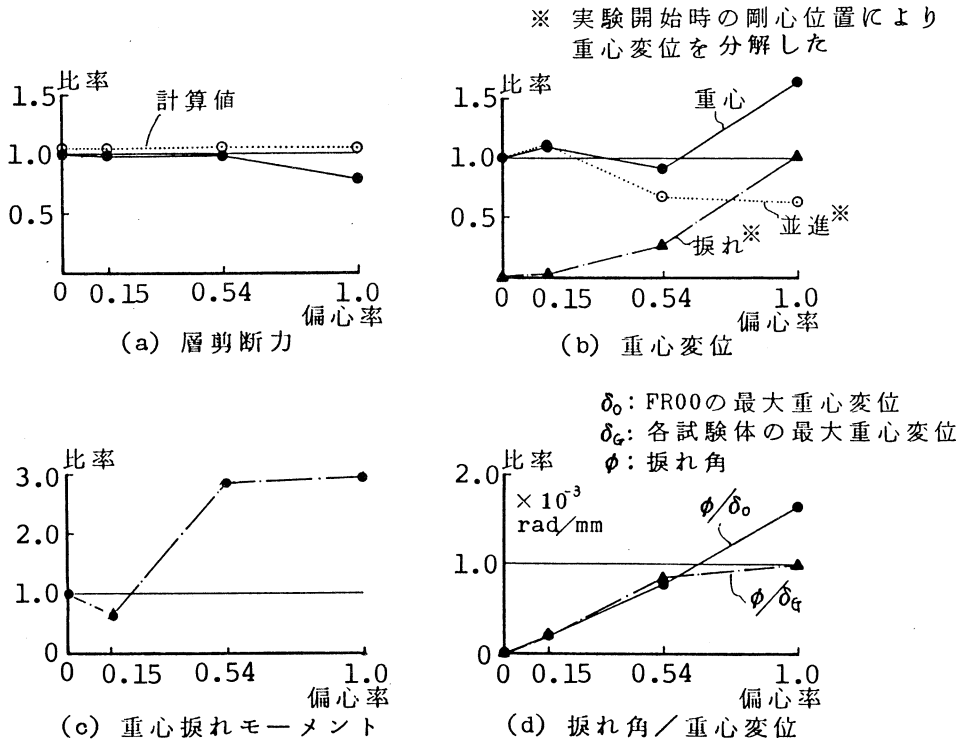


図-8 最大応答実験値

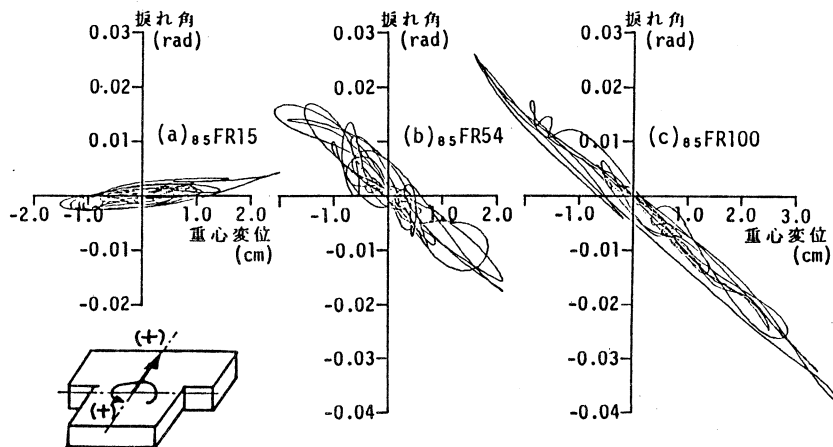


図-9 応答振れ角－応答重心変位

4.5 骨組の変形と柱部材の変形

図-9に応答振れ角と応答重心変位の関係を、図-10には構面変位と応答重心変位の関係を示す。また、図-11には構面変位の時刻歴を示す。図-9によると、偏心率の小さい⁸⁵FR15（同図(a)）では重心変位に対して振れ角はあまり大きくなりず、骨組は並進に近い変形をしていることがわかる。偏心率の大きな⁸⁵FR54（同図(b)）、⁸⁵FR100（同図(c)）では、重心変位が大きくなるのに伴って振れ角も大きくなる傾向があるが、その増加の割合は一定ではなく、図のように複雑に変化している。図-10の構面変位をみると、10cm角柱構面では偏心率が大きい⁸⁵FR54と⁸⁵FR100は重心変位よりも構面変位が大きく、15cm角柱構面では偏心率の大きいもののほど構面変位が小さくなっており、柱部材間の変位の差が大きいことがわかる。図-11は10cm角柱構面と15cm角柱構面の時刻歴であるが、これによると偏心率が大きくなるほど両構面の変位差も大きくなっており、10cm角柱構面変位は15cm角柱構面変位に対して偏心率0.54で約2倍、偏心率1.0で約4倍となっている。

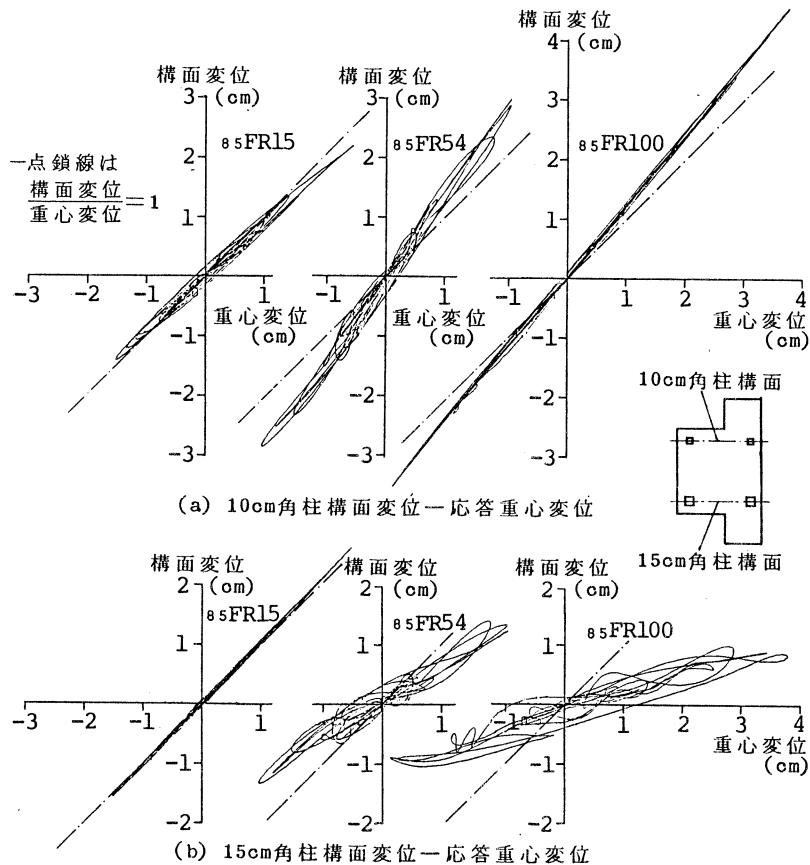


図-10 構面変位—応答重心変位

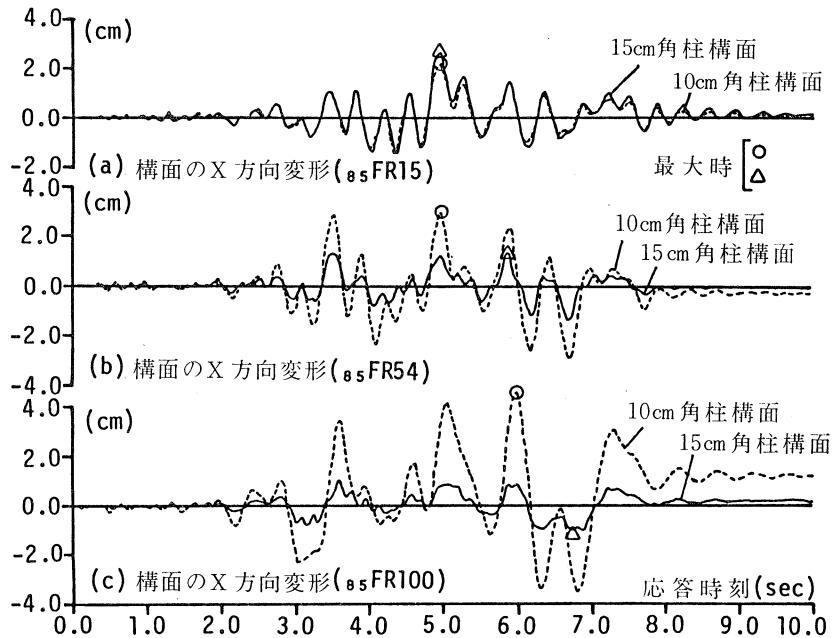


図-11 構面変位の時刻歴

5. 結 語

剛性および耐力の等しい鉄筋コンクリート造一層スパン立体骨組の偏心率を変化させたオンライン振れ応答実験の結果を要約すると次のとおりである。

- (1) 亀裂および圧潰は、偏心率が大きいほど激しくなっている。
- (2) 応答層剪断力—応答重心変位曲線は、偏心率が大きいほど回転慣性の影響が大きくなり複雑となっている。
- (3) 重心変位および振れ角の時刻歴では、偏心率が大きくなるほど応答周期が長くなっている。
- (4) 層剪断力、重心変位の最大応答値は、偏心率0.54までは大差がみられないが偏心率1.0では層剪断力が低下し、反対に重心変位が大きくなっている。また、重心振れモーメント、振れ角/重心変位 θ_c は偏心率が大きくなるにつれて大きくなるが、その増加割合は減少している。
- (5) 骨組の変形と柱部材の変形では、偏心率が大きいほど剛性の異なる部材間の変位差が大きくなっている。

(昭和61年5月20日 受理)

参考文献

- 1) 高梨・宇田川他：日本建築学会論文報告集，第229号 p.77 (昭和50年)
- 2) 岡田・関他：日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造系)，p.1279 (昭和56年)
- 3) 関・岡田：日本建築学会関東支部研究報告集 (構造系)，p.121 (昭和58年)
- 4) 関・岡田他：日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造系)，p.2193 (昭和59年)
- 5) 溝口・荒井・荒川他：日本建築学会北海道支部研究報告集 (構造系)，No.58 p.213 (昭和60年)
- 6) 溝口・荒井・荒川他：日本建築学会大会学術講演梗概集，C 構造Ⅱ p.179 (昭和60年)
- 7) 溝口・荒井・荒川他：日本建築学会北海道支部研究報告集 (構造系)，No.59 p.209 (昭和61年)
- 8) 溝口・荒井・荒川他：日本建築学会大会学術講演梗概集，C 構造Ⅱ p.565 (昭和61年)

北海道の生コンクリート工場の実施配合値に対する重回帰分析

後 藤 知 以・野 月 博 征・長 島 弘*

A Multiple Regression Analysis to Mix Proportions of Ready Mixed Concrete in Hokkaido

Tomoyuki GOTOH, Hiroyuki NOZUKI and Hiroshi NAGASHIMA

Abstract

The purpose of this paper is to investigate the adaptability of regression function for concrete mix proportioning. The survey of actual mix proportions on four types of normal weight concrete with nominal strength $210\text{kg}/\text{cm}^2$ were obtained through questionnaires sent to 220 plants of ready mixed concrete all over Hokkaido. In previous paper, it was shown that the adaptability of mix proportioning in accordance with JASS 5 Reinforced Concrete Work and Concrete Mix Guide of AIJ was not enough to the survey mixes.

In this paper, a multiple regression analysis containing many independent variables on concrete materials characteristics tested daily for acceptance inspection or quality control at ready mixed concrete plant and district characteristics including plant property was applied to the survey mixes.

The result of analysis shows that two regression functions that the dependent variables were unit water content and particle surface modulus of fine and coarse aggregate to be used were able to estimate closely unit content $1/\text{m}^3$ of each material in the observed mixes.

1. 緒 言

日本建築学会では、所要の品質のコンクリートを経済的に得るための標準的な方法を JASS 5¹⁾、及び調合指針²⁾で詳細に解説している。北海道生コンクリート工業組合が昭和57年の秋に、24地区協組の全工場を対象に調査した実施配合値^{3~5)}に対し、筆者らは JASS 5 指針調合法（以下、指針法と略記）の適合性を検討した^{6~8)}。その結果によると、指針法による計算値と調査値の差で適合性を検討しているが、平均では比較的良好な適合性を示すのに、標準偏差がかなり大きくなった。つまり、指針法では補いきれない要因のあることを指摘し、指針法では採用されていない使用材料の物性や各工場固有の特性などが、なお影響していると考察した。

本報告では、指針法には採用されていなくても、生コンクリート工場で受入れ検査や品質管理のため日常測定されている材料物性をなるべく数多く説明変数として採用し、更に工場固有特性を包含する地区協組そのものも分類尺度の説明変数として、調査配合値の重回帰分析を行った。

* 日本セメント(株)

これら説明変数が重相関係数に及ぼす影響と、得られた重回帰式から計算した調査単位量の推定精度を調べたものである。

2. 分析に用いた調査配合

生コンクリート工場の実施配合の調査は、北海道生コンクリート工業組合が、その加入24地区協組（直扱いを含む）の

表—1 調査配合の種類

記号	使用セメント	粗 骨 材 最大寸法	スランプ
(イ)	普通ボルト	25 mm	8 cm
(ロ)	普通ボルト	25 mm	18 cm
(ハ)	普通ボルト	40 mm	8 cm
(ニ)	混 合 B 種	40 mm	8 cm

全て呼び強度210kg/cm²の普通コンクリート

表—2 地区協組別の集計概要（工場数）

No.	地区協組	調査 回収 工場	粗 骨 材				化学混和剤				セメント			
			配合 (ロ)		配合 (ハ)		(ロ)		(ハ)		(ニ)			
			砂 混 利	砕 石	砂 混 利	砕 石	AE 減	AE 減	AE 減	AE 減	高 炉 B	フ ライ B		
1	南北海道	11	9	・	2	・	・	11	5	6	9	2	1	10
2	函 館	8	5	・	3	・	・	8	4	4	7	1	2	6
3	北 渡 島	8	2	・	6	・	・	7	5	3	4	3	3	4
4	札 幌	22	6	14	2	2	14	6	7	15	17	5	10	11
5	小 樽	5	・	・	5	・	・	5	1	4	2	3	・	4
6	後 志	9	・	・	8	・	・	7	5	3	5	2	4	3
7	室 蘭	7	・	・	7	・	・	6	6	1	5	1	4	2
8	西 胆 振	3	・	・	2	・	・	3	2	・	3	・	3	・
9	苫 小 牧	8	6	・	1	6	・	1	2	5	4	3	3	4
10	日 高	6	6	・	・	6	・	・	4	2	4	2	3	3
11	千 歳	5	5	・	・	4	1	・	3	2	3	2	3	2
12	道 央	10	10	・	・	9	1	・	2	8	6	4	1	9
13	空 知	5	5	・	・	5	・	・	4	1	5	・	2	3
14	旭 川	11	11	・	・	11	・	・	9	2	10	1	3	8
15	上川北部	9	8	・	1	8	・	1	8	1	9	・	2	7
16	留 萌	8	4	・	4	2	・	5	5	3	4	3	3	4
17	宗 谷	11	7	・	3	2	・	8	8	2	9	1	5	5
18	釧 路	9	1	7	1	1	6	1	8	1	7	1	6	2
19	根 室	9	・	・	9	・	・	9	6	3	8	1	7	2
20	北 見	14	11	・	3	11	・	3	3	11	6	8	10	4
21	遠 紋	8	8	・	・	8	・	・	6	2	7	1	4	4
22	十 勝	12	12	・	・	12	・	・	8	4	10	2	10	2
23	南 十 勝	3	3	・	・	3	・	・	2	1	3	・	1	2
24	直 扱 い	4	3	・	・	3	・	・	2	1	2	1	1	2
合 計		205	122	21	57	93	22	81	115	85	149	47	91	107

全工場を対象に、郵送により調査票を送付（220工場）、回収（205工場）したものである³⁻⁵⁾。調査項目は、普通骨材を用いた呼び強度210kg/cm²の表1に示す典型的な4種類の配合の配合値（重量、及び絶対容積）と使用材料の種類と諸物性である。

なお、約8割の調査票で目減り対策として、絶対容積の合計が1015～1025ℓに割増してあったので、合計が1000ℓになるよう空気量以外の絶対容積を比例配分して修正した。また、骨材のふい通過率の欠測値なども、できるだけ補間して用いた。本章では分析に必要な集計結果の概要を記す。

2.1 使用骨材

粗骨材の種類・・・地区協組別の集計概要を表2に示す。建築用の配合(ロ)に較べ土木用の配合(イ)に碎石使用が多いが、両配合とも粗骨材の種類に地域性がみられる。大河川の流域には砂利使用の工場が多く、後志、胆振、根室では碎石使用が多い。それらと隣接する札幌や釧路は、砂利と碎石を混合した合成粗骨材が使用されている。道南の砂利は山砂利である。

単味・合成使用・・・

表－3 工場搬入骨材の単味・合成使用状況（工場数）

工場に搬入された骨材をそのまま細骨材、又は粗骨材として混練する場合を単味使用と呼び、複数の搬入骨材を合成して細骨材、又は粗骨材として使用する場合を合成使用と呼ぶことにする。表3

骨 材	単味・合成	(イ)	(ロ)	(ハ)	(ニ)
細 骨 材	砂 (単味)	117	117	115	114
	砂 + 砂	72	72	70	70
	砂 + 砕 砂	11	11	11	10
	砕砂+砕砂	—	—	—	—
	砕砂(単味)	—	—	—	—
粗 骨 材	砂利(単味)	108	115	43	43
	砂利+砂利	6	7	48	48
	砂利+碎石	19	21	22	22
	碎石+碎石	—	—	58	56
	碎石(単味)	67	57	23	23

には細骨材、及び粗骨材の単味・合成使用状況を配合別に示す。

細骨材は、各配合共通して合成使用が80工場を超える。そのほとんどが砂と砂の合成である。砂と砕砂の合成は少なく、11工場にすぎない。これら合成細骨材は、細砂に粗砂又は粗砕砂を合成して、粗粒率を2.7程度にするための粒度調整が主目的となっている。今のところ、調査配合に関しては砕砂を単味で使用する工場はない。

粗骨材は、最大寸法25mmの配合(イ),(ロ)と、最大寸法40mmの配合(ハ),(ニ)で、単味・合成の使用状況が異なる。前者では、砂利又は碎石の単味使用が多く170工場を超える。これに対し後者では、合成使用が多く、碎石と碎石の合成が約60工場もある。これらは最大寸法25mmの粗骨材に粗粒の骨材を加えて、最大寸法40mmの粗骨材に粒度調整したものである。

粗粒率と実積率・・・調査配合に用いられた細骨材と粗骨材の粗粒率を表4に、実積率を表5に示す。細骨材は4配合をまとめて集計した。表中の \bar{x} は平均、sは標準偏差、minとmaxは最

小値と最大値である。粗粒率については、細骨材、粗骨材とも合成により粒度調整され、極めてばらつきの少ない骨材が使用されている。実積率については、ばらつきや範囲がやや大きい。最大寸法40mmの実積率の値が、25mmより大きくなってないのは、砕石が多用されているためと考えられる。なお、細骨材の実積率値の記入のない工場も少なからずあった。

2.2 使用セメントと混和剤

配合(イ)~(ハ)の使用セメントは普通ポルトである。配合(ニ)の混合B種の種類については、表1の右欄

表一4 使用細、粗骨材の粗粒率

骨 材	配 合	\bar{x}	s	min	max	個数
細 骨 材	全	2.73	0.13	2.29	3.17	790
粗 骨 材	(イ)	6.86	0.09	6.57	7.25	200
	(ロ)	6.86	0.09	6.57	7.25	200
	(ハ)	7.32	0.08	7.03	7.49	196
	(ニ)	7.32	0.08	7.03	7.49	194

表一5 使用細、粗骨材の実積率⁰/vl

骨 材	配 合	\bar{x}	s	min	max	個数
細 骨 材	全	65.2	2.2	58.8	71.4	614
粗 骨 材	(イ)	62.8	2.3	56.2	69.0	184
	(ロ)	62.9	2.3	56.2	69.0	184
	(ハ)	62.8	2.7	56.5	69.7	145
	(ニ)	62.7	2.6	56.5	69.7	144

表一6 配合別の使用混和剤の銘柄と種類（工場数）

銘 柄	(イ)		(ロ)		(ハ)		(ニ)	
	AE	AE減	AE	AE減	AE	AE減	AE	AE減
ポ ゾ リ ス	—	45	—	56	—	34	—	26
ヴ ィ ン ソ ル	130	4	109	7	142	3	151	3
ブラストクリート	—	7	—	12	—	4	—	3
チ ュ ボ ー ル	5	3	4	6	5	4	4	3
シ ェ ル コ ン	2	1	2	—	2	—	2	—
リ グ ナ ー ル	—	3	—	4	—	2	—	2
計	137	63	115	85	149	47	157	37

に示してある。高炉B種は主に道東の工場で、フライB種は主に道南と道央の工場で使用されている。全道的には、ほぼ同数となっている。

化学混和剤は調査配合全てに使用されている。AE剤とAE減水剤の配合別の使用状況を表6に示す。6銘柄の混和剤に限られているが、AE剤としてはヴィンソルが、AE減水剤としてはポゾリスを使用する工場が多い。なお、建築用配合(ロ)のAE減水剤使用率が、比較的高い。

2.3 調査配合の主な配合値

普通骨材を用いた呼び強度210kg/cm²の典型的な4種類のコンクリート配合を指定して、道内の

北海道の生コンクリート工場の実施配合値に対する重回帰分析

表一 調査配合の主な配合値 (\bar{x} : 平均, s : 標準偏差, min : 最小値, max : 最大値)

配 合 記 号	単位水量 ℓ/m^3				単位粗骨材量 ℓ/m^3				細骨材率 $\%/\ell$				配 合 数 (工場数)
	\bar{x}	s	min	max	\bar{x}	s	min	max	\bar{x}	s	min	max	
(イ)	152	8.4	131	179	415	22	351	460	42.5	2.7	36.8	49.9	200
(ロ)	171	9.0	151	198	385	18	330	432	44.2	2.1	39.0	50.6	200
(ハ)	145	7.6	126	172	443	21	387	487	39.5	2.4	34.5	46.0	196
(ニ)	142	7.1	126	165	445	20	392	492	38.8	2.4	33.1	45.2	194

表一 地区協組別の主な配合値 (\bar{x} : 平均, s : 標準偏差)

No.	単位水量 ℓ/m^3						単位粗骨材量 ℓ/m^3						細骨材率 $\%/\ell$					
	(イ)		(ロ)		(ハ)		(イ)		(ロ)		(ハ)		(イ)		(ロ)		(ハ)	
	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s	\bar{x}	s
1	157	6.9	172	8.8	151	2.3	411	14.3	401	13.2	439	8.8	42.4	1.7	41.7	1.7	39.0	1.0
2	154	9.4	170	8.1	149	5.4	399	11.3	382	10.3	430	11.3	44.3	2.5	44.6	1.9	40.5	2.4
3	155	11.0	178	12.3	148	6.9	415	19.3	378	18.3	434	16.9	41.5	2.2	43.7	1.9	39.6	2.7
4	154	5.6	170	7.0	148	6.0	415	20.9	388	12.2	437	24.6	42.3	2.4	44.3	1.4	40.1	2.7
5	170	5.1	189	5.2	162	5.4	372	19.5	350	17.3	412	21.9	46.9	2.7	48.0	2.6	42.0	2.9
6	166	3.1	187	3.1	157	2.5	399	17.0	367	11.9	429	18.1	43.6	2.0	45.3	1.3	40.4	2.1
7	159	5.0	180	5.6	150	5.0	398	11.5	368	7.0	434	17.5	44.7	1.2	46.2	3.2	40.8	2.0
8	161	1.4	181	—	151	0.9	397	8.1	365	1.5	436	8.7	44.4	0.7	46.1	0.3	40.2	0.7
9	146	7.0	164	6.9	139	6.5	408	12.1	386	9.4	445	6.9	44.0	1.4	44.9	1.2	40.2	1.1
10	152	3.2	172	4.1	144	2.8	407	3.6	385	4.3	447	5.3	43.6	0.6	44.3	0.8	39.3	0.5
11	147	3.3	168	4.0	141	1.7	430	11.3	395	11.0	458	19.7	40.9	1.5	43.2	1.4	37.9	2.6
12	144	5.1	163	5.4	139	6.1	426	10.2	396	9.4	457	15.2	42.0	1.4	43.6	1.3	38.2	2.1
13	154	2.6	173	3.6	145	2.2	433	13.8	400	9.5	465	10.4	39.7	1.8	42.3	1.6	36.6	1.2
14	150	1.7	171	3.6	142	1.6	430	11.5	390	8.6	465	11.2	40.1	1.6	43.0	1.2	36.4	1.5
15	151	2.8	173	4.4	146	3.5	423	19.8	392	10.1	451	15.2	41.4	2.7	42.1	1.6	37.9	2.1
16	148	7.8	171	8.2	140	5.2	425	20.5	384	19.2	451	20.7	41.3	2.1	44.0	1.8	38.0	2.0
17	146	4.6	169	4.9	143	4.2	430	25.8	387	24.3	430	19.0	40.4	3.2	43.5	3.1	40.6	2.1
18	145	5.4	166	5.7	136	4.4	403	17.1	378	11.0	439	12.0	45.1	1.9	46.2	1.2	41.3	1.5
19	160	2.7	182	3.5	152	2.1	380	12.7	359	9.6	419	6.0	45.9	1.9	46.3	1.6	41.7	0.8
20	149	5.0	166	5.6	140	7.1	422	16.3	390	14.3	446	19.4	42.3	1.7	44.5	1.4	40.6	1.8
21	145	4.7	166	4.4	138	4.2	425	19.1	393	17.0	451	18.7	41.9	2.5	44.0	2.5	39.2	2.5
22	144	4.1	164	4.5	138	3.5	433	12.6	392	9.2	454	10.5	40.6	1.4	43.7	1.3	38.5	1.1
23	144	5.6	164	4.5	135	3.3	424	23.3	395	27.0	459	14.0	41.7	2.3	43.3	3.1	37.8	1.8
24*																		
全体	152	8.4	171	9.0	145	7.6	415	22.2	385	17.7	443	20.7	42.5	2.7	44.2	2.1	39.5	2.4

* 地区協組No24の直扱いは、所在地の地区協組に含めて集計した。

表一 指針調合法の適合性

指針値—調査値	\bar{x}	s	
水セメント比	1.9	2.3	$\%/\text{wt}$
単位水量	3.9	7.0	ℓ/m^3
単位セメント量	0.1	6.2	ℓ/m^3
単位細骨材量	4.8	25.8	ℓ/m^3
単位粗骨材量	-6.5	28.8	ℓ/m^3
細骨材率	0.8	3.8	$\%/\ell$

約200工場の実施配合値を調査したものであるが、骨材や混和剤などの使用材料は工場毎・配合毎に異なる。従って、使用材料の物性の相違による補正を行い、基準化した上でなければ、工場間・配合間の配合値を厳密には比較できない。しかし、配合別・地区協組別の実施配合値の傾向を知るため、材料物性による補正を行わず調査値をそのまま集計した結果を表7, 8に示す。表7には、配合別の主な配合値（単位水量、単位粗骨材量、細骨材率）の平均 \bar{x} 、標準偏差 s 、最小値 \min 、最大値 \max を示した。同一配合でも、単位水量で $45 \ell/m^3$ 、単位粗骨材量で $100 \ell/m^3$ 、細骨材率で、 12% もの範囲があり、これらが同じ呼び

方のコンクリートとして取扱われている。表8には、地区協組別に主な配合値を示す。地区協組ごとでは、ばらつきが小さくなっている。碎石使用工場の多い後志、胆振と根室の単位水量が多く、単位粗骨材量は少ない。

以上の約800配合の調査配合値に対し、各配合の使用材料物性、及び配合条件を用いて JASS 5 及び調査指針に基づいて精算した調合値の適合性を比較した^{7,8)} 結果を、表9に示す。指針法による計算調合値と調査配合値の差の平均 \bar{x} と標準偏差 s で比較している。平均では比較的良く適合しているが、標準偏差が大きく、指針法では補正の対象としていない材料物性や各工場固有の特性などの影響が、このばらつきに含まれていると考えられる。

表—10 採用した回帰変数の一覧

No.	変 数 と 記 号
1	*単位水量 WATER ℓ/m^3
2	単位ペースト量 PASTE ℓ/m^3
3	*単位粗骨材かさ容積 BULK ℓ/m^3
4	細骨材率 FBYA $\%_{vl}$
5	粗細混合粗粒率 MIXFM
6	粗細混合表面率 MIXSM
7	*粗骨材最大寸法 CMAX mm
8	*水セメント比 WBYC $\%_{wt}$
9	粗骨材粗粒率 CFM
10	*細骨材粗粒率 FFM
11	*粗骨材実積率 CDEN $\%_{vl}$
12	細骨材実積率 FDEN $\%_{vl}$
13	粗骨材表面率 CSM
14	細骨材表面率 FSM
15	*粗骨材中の碎石比 CCRUSH
16	細骨材中の砕砂比 FCRUSH
17	*スランプ SLUMP cm
18~25	粗骨材の通過率 CP (40、30、25、20、15、10、5、2.5) $\%_{wt}$
26~32	細骨材の通過率 FP (5、2.5、1.2、0.6、0.3、0.15、0.074) $\%_{wt}$
33、34	*セメント CEMENT (普通、高炉B、フライB)
35	*化学混和剤 ADD (AE、AE減水)
36~58	地区協組 KYOSO (23地区、直扱い)

* JASS 5 指針調合法で採用されている変数

3. 重回帰式の変数の選択

JASS 5 指針調合法に採用されていなくても、生コン工場で受入れ検査や品質管理のため日常測定されている材料物性などをなるべく数多く説明変数として採用することにする。また、指針調合法の適合性を悪くしていると考えられた工場固有特性も変数としたいが、200個にも及ぶので、それらを包含するものとして24地区協組を分類尺度変数として重回帰分析を行う。

重回帰式は一般に式(1)で示される。測定値 y と推定値 \hat{y} の相関を最大にし、説明変数 x_i と残差 $y - \hat{y}$ との相関を最小にする偏回帰係数 b_i を求めるものである。

$$\hat{y} = b_0 + \sum b_i \cdot x_i \quad (1)$$

\hat{y} : 目的変数の予測値 (推定値), y : 目的変数の観測値 (測定値)

b_0 : 回帰定数, b_i : 偏回帰係数, x_i : 説明変数, $i : 1 \sim n$, n : 説明変数の個数

計算は北大大型計算機センターの SPSS を用いて、変数追加モードによる重回帰分析を行った。

3.1 目的変数の選択

一般にコンクリートの調合設計は、強度、耐久性、ワーカビリティなどの要請から、水セメント比と空気量を先決したあと、調合条件に該当する単位水量と単位粗骨材かさ容積 (又は、細骨材率) を各種資料から選んで、そのほかの調合値 (単位量) を計算している。JASS 5 指針調合法でも、単位水量と単位粗骨材かさ容積の標準値とその補正法を詳細に規定している。

コンクリートの調合単位量のうち、水・セメント・空気のペースト部と、細骨材・粗骨材の骨材部とから1個ずつの関係量を目的変数として求めれば、他の単位量が計算できる。本報告では表10に

示すように、ペースト部から単位水量と単位ペースト量の2変数を、骨材部から単位粗骨材かさ容積、細骨材率、粗細混合粗粒率と粗細混合表面率の4変数を重回帰式の目的変数として採用した。これら6個の重回帰式を求め、推定精度の良好な目的変数を両部から選ぶことにする。

なお、骨材の粗粒率 FM は粒子寸法の対数に、表面率 SM は粒子表面積に比例する数値であり、それぞれ式(2),(3)で計算される⁹⁾。

表一11 粗粒率係数 α_i , 表面率係数 β_i

ふるい呼び 寸法 mm	α_i	β_i
50	8.71	0.023
40	8.37	0.029
30	8.08	0.035
25	7.71	0.045
20	7.37	0.057
15	6.89	0.080
10	6.00	0.146
5	5.00	0.291
2.5	4.00	0.582
1.2	3.00	1.17
0.6	2.00	2.34
0.3	1.00	4.66
0.15	0.00	9.33
0.074	-1.01	18.73
0.037		

$$FM = \Sigma \alpha_i (P_i - P_{i+1}) / 100 \quad (2)$$

$$SM = \Sigma \beta_i (P_i - P_{i+1}) / 100 \quad (3)$$

α_i, β_i : 粗粒率係数, 表面率係数 (表11参照)

P_i : i 番目のふるいの通過率 $0/v1$, ただし, $P_i \geq P_{i+1}$

細骨材率 $FBYA$ と, 粗細混合粗粒率 $MIXFM$, 粗細混合表面率 $MIXSM$ とは式(4)の関係がある。

$$FBYA/100 = \frac{MIXFM - CFM}{FFM - CFM} = \frac{MIXSM - CSM}{FSM - CSM} \quad (4)$$

CFM, FFM : 粗骨材, 細骨材の粗粒率

CSM, FSM : 粗骨材, 細骨材の表面率

表-12 変数の組合せと重回帰分析結果の要約

目的変数	説明変数	重相関係数	標準誤差	単独：上位取込みの変数 連立：連立変数の取込み順位
単 独 法	No.1 No.7～58	0.968	3.73	No.17、15、7、35、40
	2 “	0.952	6.73	No.17、15、35、20、53
	3 “	0.929	18.81	No.7、17、11、15、41
	4 “	0.843	1.85	No.21、15、17、8、16
	5 “	0.957	0.081	No.9、15、14、17、16
	6 “	0.947	0.038	No.14、20、15、13、17
連 立	No.1 No.3、7～58	0.968	3.72	24番目 (No.3)
	No.3 No.1、7～58	0.930	18.70	10番目 (No.1)
	1 4、 “	0.968	3.74	38 “ (No.4)
	4 1、 “	0.843	1.85	49 “ (No.1)
	1 5、 “	0.968	3.74	46 “ (No.5)
	5 1、 “	0.957	0.081	32 “ (No.1)
	1 6、 “	0.968	3.74	45 “ (No.6)
	6 1、 “	0.947	0.038	35 “ (No.1)
法	No.2 No.3、7～58	0.959	6.22	9番目 (No.3)
	No.3 No.2、7～58	0.940	17.35	7番目 (No.2)
	2 4、 “	0.952	6.73	40 “ (No.4)
	4 2、 “	0.843	1.85	44 “ (No.2)
	2 5、 “	0.952	6.75	43 “ (No.5)
	5 2、 “	0.957	0.081	47 “ (No.2)
	2 6、 “	0.952	6.73	40 “ (No.6)
	6 2、 “	0.947	0.038	46 “ (No.2)

3.2 説明変数の選択

JASS 5 指針調合法で調合単位量を計算するために採用されている変数以外にも、表10に示す多くの変数を用いた。これらは、生コン工場で受入れ検査や品質管理のため日常測定されている物性から求められるものである。No.33以降は分類尺度である。変数地区協組 KYOSO は、骨材

表一13 単位水量WATERを目的変数とする重回帰分析（単独法）

DEPENDENT VARIABLE..		WATER				
MULTIPLE R		0.96756				
R SQUARE		0.93617				
ADJUSTED R SQUARE		0.92996				
STANDARD ERROR		3.73457				
SUMMARY TABLE						
VARIABLE	MULTIPLE R	R SQUARE	RSQ CHANGE	SIMPLE R	B	BETA
SLUMP	0.77688	0.60355	0.60355	0.77688	2.117927	0.65302
C:CRUSH	0.86353	0.74569	0.14214	0.29855	7.894884	0.26099
C:MAX	0.90129	0.81232	0.06664	-0.62722	-0.3795900D-01	-0.02027
ADD	0.91856	0.84376	0.03143	-0.06549	-7.154293	-0.22787
KYOSO5	0.93013	0.86514	0.02139	0.19770	16.53605	0.17964
KYOSO18	0.93837	0.88054	0.01540	-0.08957	-10.56015	-0.15197
WBYC	0.94546	0.89390	0.01336	0.38798	0.3260948	0.06680
KYOSO6	0.95005	0.90259	0.00870	0.20338	8.137986	0.11030
KYOSO17	0.95203	0.90637	0.00377	-0.04622	-5.468837	-0.06502
C:P20	0.95369	0.90953	0.00316	0.60377	0.1713631	0.17547
KYOSO21	0.95525	0.91250	0.00297	-0.08547	-5.106943	-0.07139
KYOSO22	0.95644	0.91478	0.00228	-0.11538	-4.759588	-0.08062
KYOSO23	0.95772	0.91723	0.00245	-0.07322	-7.177457	-0.06225
CEMENT1	0.95900	0.91969	0.00246	0.42961	3.964982	0.12192
CEMENT2	0.96123	0.92396	0.00427	-0.22216	3.918548	0.08371
KYOSO16	0.96231	0.92604	0.00208	-0.03612	-3.585291	-0.04859
KYOSO12	0.96291	0.92720	0.00116	-0.11786	-2.706878	-0.04208
KYOSO9	0.96360	0.92852	0.00131	-0.08113	-3.851549	-0.05050
KYOSO10	0.96394	0.92918	0.00066	0.00024	1.554965	0.01392
C:P15	0.96425	0.92977	0.00059	0.52187	-0.4468259D-01	-0.03740
C:P30	0.96454	0.93033	0.00056	0.59548	0.1764286	0.10406
F:CRUSH	0.96484	0.93091	0.00058	0.14398	-3.861318	-0.03153
KYOSO1	0.96512	0.93146	0.00055	0.06752	2.335469	0.03790
KYOSO3	0.96546	0.93210	0.00064	0.06484	3.376502	0.04576
C:SM	0.96572	0.93262	0.00051	0.23340	-22.73549	-0.05002
C:DN	0.96595	0.93306	0.00045	-0.29047	0.2148843	0.03757
KYOSO11	0.96616	0.93346	0.00040	-0.05083	-2.676625	-0.02981
KYOSO4	0.96630	0.93373	0.00027	0.03969	-0.9541642	-0.02118
KYOSO20	0.96648	0.93409	0.00036	-0.07634	-1.015171	-0.01847
KYOSO14	0.96669	0.93449	0.00041	-0.04050	-0.6414465	-0.01043
F:P1.2	0.96679	0.93467	0.00018	0.09637	-0.1303536	-0.04804
F:PO.3	0.96686	0.93481	0.00014	0.04904	-0.5023620	-0.15036
C:P25	0.96693	0.93495	0.00014	0.62431	0.3669462D-01	0.03503
F:PO.074	0.96697	0.93503	0.00007	-0.02356	-2.630972	-0.10200
F:P2.5	0.96700	0.93509	0.00006	0.06660	-0.3771643D-01	-0.01147
C:P5	0.96702	0.93513	0.00004	0.23871	0.9304720D-01	0.01215
KYOSO7	0.96704	0.93517	0.00003	0.09951	-0.4128681	-0.00512
KYOSO2	0.96705	0.93519	0.00002	0.03245	0.4368309	0.00611
F:SM	0.96706	0.93521	0.00002	0.07114	24.55418	0.33284
F:PO.15	0.96710	0.93529	0.00008	-0.01759	-1.167126	-0.11968
C:P5	0.96740	0.93587	0.00058	0.11900	-0.2851744	-0.12369
KYOSO13	0.96745	0.93596	0.00010	0.01089	2.128428	0.02371
F:DN	0.96748	0.93602	0.00006	-0.06515	0.1115955	0.01722
KYOSO8	0.96750	0.93606	0.00004	0.05563	-0.2463671	-0.00205
C:P40	0.96752	0.93609	0.00003	0.47612	0.9130577D-01	0.00772
KYOSO15	0.96753	0.93611	0.00002	0.00030	1.173042	0.01735
KYOSO19	0.96755	0.93616	0.00004	0.13329	1.090383	0.01612
F:FM	0.96756	0.93616	0.00001	-0.14740	0.4294530	0.00363
F:P5	0.96756	0.93617	0.00000	0.02335	-0.1992021D-01	-0.00215
(CONSTANT)					43.47628	

棄却変数：CFM,CP2.5

が地方的産物であることと、工場固有特性を地区協組として包含するものと考えて、まとめてその影響を抽出することにした。

説明変数の選び方によって、次の単独法と連立法の2通りの方法で分析を行うことにする。

単独法・・・表10のNo. 1～6 から1個を目的変数とし、No. 7以降の52個を説明変数とする場合を、「単独法」と呼ぶことにする。6本の重回帰式が得られる。

連立法・・・表10のNo. 1, 2 から1個を目的変数とし、No. 3～6からの1個を説明変数とし

表—14 混合粗粒率MIXFMを目的変数とする重回帰分析（単独法）

DEPENDENT VARIABLE... MIXFM						
MULTIPLE R		0.95678				
R SQUARE		0.91543				
ADJUSTED R SQUARE		0.90684				
STANDARD ERROR		0.08101				
SUMMARY TABLE						
VARIABLE	MULTIPLE R	R SQUARE	RSQ CHANGE	SIMPLE R	B	BETA
C:FM	0.88119	0.77650	0.77650	0.88119	-0.5686362	-0.52759
C:CRUSH	0.91864	0.84389	0.06740	-0.11698	-0.87733500-01	-0.15421
F:SM	0.92694	0.85922	0.01532	-0.22092	0.1880810	0.13556
SLUMP	0.93489	0.87401	0.01479	-0.57315	-0.79903180-02	-0.13099
F:CRUSH	0.93733	0.87859	0.00458	-0.14179	-0.1979879	-0.08595
F:P1.2	0.93982	0.88326	0.00467	-0.17394	-0.53664920-02	-0.10515
F:DEN	0.94191	0.88720	0.00394	-0.04264	-0.28174400-02	-0.02311
CEMENT1	0.94364	0.89046	0.00326	-0.53275	-0.29895850-01	-0.04052
KYOS020	0.94488	0.89281	0.00235	-0.02594	-0.53035870-01	-0.03132
C:P20	0.94636	0.89560	0.00279	-0.87475	-0.57954630-02	-0.31553
KYOS018	0.94730	0.89739	0.00179	-0.06726	-0.70255370-01	-0.05376
KYOS09	0.94823	0.89914	0.00176	-0.03027	-0.73231720-01	-0.05105
C:MAX	0.94917	0.90091	0.00177	0.85581	0.36641650-02	0.10403
F:P2.5	0.95002	0.90254	0.00162	-0.04768	-0.45172140-02	-0.07301
KYOS014	0.95068	0.90380	0.00126	0.10614	0.60028470-01	0.05120
KYOS015	0.95129	0.90496	0.00116	0.13144	0.50533010-01	0.03773
KYOS01	0.95187	0.90606	0.00110	-0.01644	0.59111280-01	0.05111
C:DEN	0.95246	0.90718	0.00112	0.17534	0.58201380-02	0.05411
KYOS03	0.95298	0.90817	0.00098	0.00079	0.70708360-01	0.05095
KYOS013	0.95348	0.90912	0.00096	0.08601	0.61026400-01	0.03614
CEMENT2	0.95387	0.90986	0.00074	0.35633	0.29625920-01	0.03566
KYOS016	0.95425	0.91059	0.00072	0.03125	0.40178780-01	0.02895
C:P40	0.95454	0.91115	0.00057	-0.61795	-0.12566870-01	-0.05655
KYOS010	0.95486	0.91176	0.00061	0.01249	-0.54788980-01	-0.03545
KYOS021	0.95504	0.91211	0.00034	0.06961	-0.46526550-01	-0.03658
KYOS019	0.95518	0.91237	0.00027	-0.18276	-0.21114370-01	-0.01660
C:P25	0.95541	0.91280	0.00043	-0.85995	-0.68517850-02	-0.34776
C:P10	0.95559	0.91316	0.00035	-0.76278	-0.10680970-01	-0.30752
KYOS022	0.95575	0.91345	0.00029	0.02774	-0.20555200-01	-0.01851
KYOS08	0.95587	0.91369	0.00024	0.02332	0.23513840-01	0.01032
KYOS05	0.95598	0.91390	0.00021	-0.09816	0.49245930-01	0.02845
KYOS012	0.95603	0.91399	0.00009	0.03683	-0.70056710-02	-0.00579
F:P5	0.95607	0.91408	0.00009	0.01254	0.22843250-02	0.01311
F:FM	0.95612	0.91416	0.00008	0.16776	0.30252080-01	0.01473
C:SM	0.95616	0.91425	0.00009	-0.39443	-0.3815031	-0.04462
KYOS07	0.95621	0.91433	0.00009	-0.00923	-0.23871460-01	-0.01576
C:P30	0.95624	0.91440	0.00006	-0.81643	-0.70616090-03	-0.02215
WBYC	0.95627	0.91446	0.00006	-0.36756	0.15468470-02	0.01685
ADD	0.95630	0.91451	0.00006	-0.20225	-0.54542180-02	-0.00932
C:P2.5	0.95633	0.91456	0.00005	-0.20387	-0.41772320-02	-0.01269
C:P5	0.95636	0.91462	0.00006	-0.41707	-0.11009360-01	-0.07644
C:P15	0.95647	0.91483	0.00021	-0.81792	-0.46427120-02	-0.20662
F:PO.074	0.95649	0.91487	0.00004	-0.04047	-0.36554150-01	-0.07541
F:PO.3	0.95653	0.91494	0.00007	-0.16550	-0.80195830-02	-0.12762
F:PO.15	0.95655	0.91500	0.00005	-0.07475	-0.15446940-01	-0.03422
F:PO.6	0.95674	0.91534	0.00035	-0.18069	-0.36983660-02	-0.07520
KYOS06	0.95675	0.91538	0.00004	-0.03692	-0.57343220-02	-0.00413
KYOS011	0.95677	0.91540	0.00002	0.01644	0.10458840-01	0.00612
KYOS023	0.95677	0.91542	0.00002	0.02359	-0.79807720-02	-0.00362
KYOS02	0.95678	0.91543	0.00001	-0.04295	0.74348180-02	0.02532
KYOS04	0.95678	0.91543	0.00000	-0.05735	0.29966500-02	0.00354
(CONSTANT)					12.39719	

棄却変数：KYOS017

北海道の生コンクリート工場の実施配合値に対する重回帰分析

てNo. 7以降の変数に追加した重回帰式と、この追加した変数を目的変数としNo. 1, 2からの1個を説明変数としてNo. 7以降の変数に追加した重回帰式とを連立して解く場合を、「連立法」と呼ぶことにする。8対16本の重回帰式が得られる。

単独法に比較して、連立法の重回帰式の重相関係数が高められると考えた。これら単独法と連立法の変数の組合せを表12に示す。説明変数間には、内部相関の高いものも含まれているが、ステップワイズでそのまま分析した。

表-15 混合表面率MIXSMを目的変数とする重回帰分析（単独法）

DEPENDENT VARIABLE.. MIXSM						
MULTIPLE R		0.94738				
R SQUARE		0.89754				
ADJUSTED R SQUARE		0.88757				
STANDARD ERROR		0.03834				
SUMMARY TABLE						
VARIABLE	MULTIPLE R	R SQUARE	RSQ CHANGE	SIMPLE R	B	BETA
F:SM	0.76067	0.57862	0.57862	0.76067	0.2849278	0.47666
C:P25	0.87752	0.77003	0.19141	0.44636	0.26003940-02	0.30635
C:CRUSH	0.89473	0.80054	0.03050	0.28025	0.42273560-01	0.17247
C:SM	0.91101	0.82994	0.02940	0.41899	0.7441253	0.20203
SLUMP	0.92037	0.84707	0.01714	0.34489	0.38891940-02	0.14799
WBYC	0.92427	0.85427	0.00720	0.24182	-0.82211150-03	-0.02078
C:P20	0.92758	0.86041	0.00614	0.48386	0.25289870-02	0.31959
F:CRUSH	0.93084	0.86647	0.00606	0.28158	0.89894960-01	0.09053
KYOSO18	0.93316	0.87079	0.00432	-0.00303	0.34033160-01	0.06044
F:DEN	0.93473	0.87372	0.00293	0.00836	0.19411520-02	0.03696
KYOSO20	0.93641	0.87687	0.00315	0.03939	0.27728900-01	0.06228
F:P0.6	0.93755	0.87900	0.00212	0.46465	0.18700000-03	0.01001
KYOSO19	0.93865	0.88106	0.00206	0.20816	0.16410910-01	0.02595
KYOSO9	0.93965	0.88294	0.00188	0.06898	0.33637030-01	0.03443
KYOSO14	0.94049	0.88453	0.00158	-0.17020	-0.24926390-01	-0.05005
CEMENT2	0.94127	0.88599	0.00147	-0.20943	-0.12082440-01	-0.03376
KYOSO10	0.94193	0.88724	0.00124	-0.03921	0.26599980-01	0.03995
KYOSO21	0.94233	0.88798	0.00074	-0.12811	0.23809950-01	0.04108
KYOSO1	0.94274	0.88877	0.00079	0.15536	-0.23217780-01	-0.04660
C:P40	0.94315	0.88952	0.00076	0.28527	0.55232450-02	0.03769
F:P5	0.94352	0.89023	0.00070	-0.15730	-0.24743690-02	-0.03295
C:DEN	0.94388	0.89090	0.00068	-0.24833	-0.22013510-02	-0.04750
KYOSO22	0.94430	0.89171	0.00081	0.05264	0.93820640-02	0.01961
KYOSO12	0.94456	0.89220	0.00049	-0.12997	0.29923170-02	0.00574
F:P0.3	0.94476	0.89257	0.00037	0.60089	0.27573970-02	0.10185
KYOSO3	0.94497	0.89296	0.00039	0.00613	-0.28230360-01	-0.04722
CEMENT1	0.94521	0.89342	0.00045	0.29867	0.14825920-01	0.05585
C:MAX	0.94543	0.89383	0.00042	-0.44425	-0.19245620-02	-0.12683
KYOSO15	0.94567	0.89429	0.00045	-0.24227	-0.21712990-01	-0.03965
KYOSO16	0.94593	0.89479	0.00050	-0.02169	-0.15919960-01	-0.02663
C:P2.5	0.94607	0.89504	0.00026	0.16042	0.16904490-02	0.01192
KYOSO7	0.94620	0.89530	0.00026	0.00252	0.12681070-01	0.01945
C:P30	0.94632	0.89553	0.00022	0.40875	-0.28125270-04	-0.00205
KYOSO6	0.94643	0.89573	0.00020	0.05423	0.97714730-02	0.01634
F:P0.074	0.94655	0.89596	0.00023	0.31950	0.19411440-01	0.09295
KYOSO13	0.94669	0.89623	0.00027	-0.23174	-0.21775060-01	-0.02793
F:P0.15	0.94684	0.89650	0.00027	0.38094	0.72238820-02	0.09142
F:P1.2	0.94694	0.89669	0.00019	0.23177	0.80672850-03	0.03669
C:P15	0.94702	0.89685	0.00016	0.42396	0.18038290-02	0.18635
F:FM	0.94708	0.89696	0.00011	-0.33526	-0.12052730-01	-0.01362
C:P10	0.94712	0.89704	0.00008	0.40826	0.41817820-02	0.27946
C:FM	0.94717	0.89714	0.00009	-0.47198	0.4474211	0.06356
C:P5	0.94727	0.89732	0.00019	0.25922	0.40195710-02	0.06478
ADD	0.94731	0.89740	0.00008	0.23003	0.28144740-02	0.01116
KYOSO8	0.94735	0.89747	0.00007	-0.06815	-0.91097780-02	-0.00934
KYOSO5	0.94737	0.89752	0.00005	0.20004	-0.77698480-02	-0.01042
KYOSO23	0.94738	0.89752	0.00001	0.01144	0.29960010-02	0.00321
F:P2.5	0.94738	0.89753	0.00001	-0.09470	0.11574850-03	0.00434
KYOSO11	0.94738	0.89754	0.00001	-0.03922	-0.19890430-02	-0.00273
(CONSTANT)					-3.890006	

棄却変数：KYOSO2, 4, 17

4. 重回帰分析の結果

北海道内205の生コンクリート工場から回答された表1の4種類の調査配合(イ)~(ニ)の808配合を一括込みにして計算した。このうち細骨材の実積率や粗骨材の合成実積率などに欠測値のあるものが除かれ、約500配合が分析された。単独法6個、連立法16個の重回帰分析の結果の要約を表12にまとめて示す。表中の重相関係数 R は、目的変数の測定値 y と推定値 \hat{y} の相関係数である。標準誤差 SE は、残差 $y - \hat{y}$ の標準偏差である。従って、 R が大きく、 SE の小さい重回帰式の予測精度が良いことになる。

単独法の場合、ペースト部からNo. 1の単位水量を、骨材部からNo. 5の混合粗粒率を目的変数とした重回帰式の重相関係数が高くなった。No. 4の細骨材率の重相関係数は意外に低くなった。

なお、JASS5 指針調合法で採用している単位粗骨材かさ容積の重相関係数は、それほど高くなく、混合表面率よりも劣る。単独法による単位水量、混合粗粒率と混合表面率を目的変数とする重回帰分析の出力結果を、表13,14,15に例示する。

連立法の場合、No. 1の単位水量との連立では、No. 5の混合粗粒率（又は、No. 6の混合表面率）の重相関係数が高いが、単独法の場合の重相関係数・標準誤差とほとんど変化ない。また、No. 3の単位粗骨材かさ容積以外は、連立変数の取込み順も遅く、連立にする効果はあまりみられない。No. 2の単位ペースト量との連立でも、No. 3の単位粗骨材かさ容積のほかは、重相関係数、標準誤差ともに向上していない。これは説明変数の数が多すぎ、しかも内部相関のあるものも含まれているため、連立の効果が発現なかったと考えられる。

以上の分析結果から、単独法、連立法ともに、単位水量と混合粗粒率（又は、混合表面率）を目的変数とする重回帰式が良さそうである。しかし、これら目的変数の値のみでは、各調合単位量の推定精度は判断できないので、ペースト部と骨材部の両部の目的変数の推定値から各調合単位量を計算し、調査配合値の単位量と比較することにする。

5. 調合単位量による比較

単独法、連立法各々、ペースト部からの2変数と骨材部からの4変数を組合せて8通り、計16通りの調合単位量を計算した。水セメント比と空気量は、調査値を用いた。水、セメント、細骨材、粗骨材の単位絶対容積 l/m^3 について、調査配合値と計算調合値の差（残差）の平均と標準偏差を、表16にまとめて示す。なお、連立法の場合は、目的変数を連立して解いてから、各調合単位量を計算した。

表16の調合単位量の残差の平均と標準偏差は、表12の重回帰式の重相関係数と標準誤差の値をある程度反映してはいるが、あまり大きな差となっていない。ペースト部としては、単位ペー

スト量よりも
単位水量を目
的変数とする
方が単位量を
良く推定す
る。骨材部と
しては、重相
関係数の高か
った混合粗粒
率よりも混合
表面率を目的
変数とする方
が、わづかな
がら単位量の
推定精度が良
くなってい
る。また、重
相関係数の低
かった細骨材

率でも、それほど悪くはない。

以上の調合単位量による
推定精度の比較から、単位
水量と混合表面率を目的変
数とする重回帰式が、調合
単位量の推定には適当であ
る。この場合、単独法でも
連立法でも推定の精度は、
ほぼ同じである。

なお、JASS 5 指針調合法により精算した調合単位量の推定精度と、本報の重回帰式による推定精度を、表17に比較して示す。説明変数の欠測などのため、分析対象配合数は等しくはないが、重回帰式による推定精度は格段に良くなっている。特に、標準偏差は半減しており、ばらつきの少ない調合単位量の推定ができ、実用性が充分にあると考える。

表一16 調合単位量(調査値－計算値)の平均 \bar{x} と標準偏差 s (ℓ/m^3)

目的変数の組合せ		水 \bar{x}	量 s	セメント量 \bar{x} s		細骨材量 \bar{x} s		粗骨材量 \bar{x} s		
単 独	No.1	No.3	0.2	3.76	0.1	2.22	-1.2	16.1	1.0	14.7
		No.4	0.2	3.76	0.1	2.22	1.5	15.3	-1.8	14.5
		No.5	0.2	3.76	0.1	2.22	1.4	15.7	-1.7	15.0
		No.6	0.2	3.76	0.1	2.22	-0.7	14.1	0.4	13.1
法	No.2	No.3	-2.0	4.15	-1.2	2.46	2.9	15.2	1.0	14.7
		No.4	-2.0	4.15	-1.2	2.46	0.8	15.2	0.2	14.7
		No.5	-2.0	4.15	-1.2	2.46	2.2	15.6	0.3	15.2
		No.6	-2.0	4.15	-1.2	2.46	2.9	13.9	2.4	13.5
連 立	No.1	No.3	0.4	3.78	0.1	2.23	-1.4	16.1	1.0	14.7
		No.4	0.2	3.76	0.3	2.22	1.7	14.1	-2.4	13.1
		No.5	0.2	3.76	0.1	2.22	1.4	15.7	-1.7	15.0
		No.6	0.2	3.76	0.1	2.22	-0.7	14.1	0.4	13.1
法	No.2	No.3	-0.1	4.13	0.0	2.45	-0.9	15.2	1.0	14.7
		No.4	-0.1	4.13	0.0	2.45	1.7	14.1	-1.6	13.6
		No.5	-0.1	4.13	0.0	2.45	1.6	15.7	-1.5	15.2
		No.6	-0.1	4.13	0.0	2.45	-0.5	13.9	0.6	13.5

表一17 指針調合法と重回帰式の単位量推定精度の比較

調合単位量 ℓ/m^3 (調査値－計算値)	指針調合法		重回帰式*	
	\bar{x}	s	\bar{x}	s
単位水量	-3.9	7.0	0.2	3.8
単位セメント量	-0.1	6.2	0.1	2.2
単位細骨材量	-4.8	25.8	-0.7	14.1
単位粗骨材量	6.5	28.8	0.4	13.1

* 単位水量と混合表面率を目的変数とする重回帰式による。

6. 結 語

北海道の生コンクリート工場における典型的なコンクリートの実施配合値と使用材料に関する調査概要を示し、調査配合値に対する重回帰分析を行った。その結果、単位水量と粗細混合表面率を目的変数とする重回帰式が、調合単位量の推定に最適であることを指摘した。この重回帰式から推定した調合単位量は、JASS 5 指針調合法による計算単位量にくらべ、ばらつきが半減し、適合性が秀れていることを示した。

本報告の重回帰式には、生コンクリート工場で日常測定されている材料物性を数多く説明変数として採用している。これらには、内部相関の高い変数も含まれているために、今後は説明変数の精選化の検討が必要と考えている。骨材の表面率についても、微粒子部分の係数を修正することによって、調合単位量の推定精度を更に向上させ得ると思っている。

なお、分類尺度として採用した説明変数「地区協組」は、重回帰分析のかなり早いステップから取込まれており、調合値に与える影響が少なくないことを示し得た。これには工場固有特性の占める割合が大きいと予想されるので、その定量化も今後の課題であろう。

本報告には、建築工学科卒業研究生、58年度大島佳之（鉄建建設）、野口 覚（鴻池組）、59年度鈴木宏幸（東急建設）、村井昭宏（東亜建設工業）の諸君に多大な協力を得ました。ここに謝意を表します。

（本報告の内容は、部分的に参考文献^{7,8,10,11}）に発表しております。）

（昭和61年5月21日 受理）

参考文献

- 1) 日本建築学会：建築工事標準仕様書・同解説、JASS 5 鉄筋コンクリート工事、1979
- 2) 日本建築学会：コンクリートの調合設計・調合管理・品質検査指針案・同解説、1976
- 3) 北海道生コンクリート工業組合：昭和57年度活路開拓ビジョン実現化事業研究報告書、1983. 2
- 4) 北海道生コンクリート工業組合：全国生コンクリート工業組合連合会第2回（1983年）生コン技術大会研究発表論文集、p.39（1983. 6）
- 5) 大島佳之、野口 覚：室蘭工大建築工学科卒業論文梗概集、No.15、p.生産1, 4（1984. 2）
- 6) 鈴木宏幸、村井昭宏：室蘭工大建築工学科卒業論文梗概集、No.16、p.生産1（1985. 2）
- 7) 後藤知以、長島 弘：日本建築学会北海道支部研究報告集構造系、No.58、p. 5（1985. 3）
- 8) 後藤知以、長島 弘：日本建築学会大会学術講演梗概集（東海）、A、p.389（1985.10）
- 9) 後藤知以：日本建築学会論文報告集、No.274、p. 1（1978.12）
- 10) 後藤知以、野月博征、鈴木宏幸、村井昭宏：日本建築学会北海道支部研究報告集構造系、No.59、p. 1（1986. 3）
- 11) 後藤知以、野月博征、長島 弘：日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道）、A、p.667（1986.18）

寒冷地における木造住宅の構法改良に関する研究

鎌 田 紀 彦・鈴 木 大 隆

Study on Improvement of Wooden House Construction in Cold Climate Area

Norihiko KAMATA, Hirotaka SUZUKI

Abstract

This study inquire into total construction of traditional wooden house for effective method of insulation and airtight in cold climate.

This story consists of three parts.

Firstly, our laboratory propose that the defects in traditional construction put away without changing basic construction system, by contrast with 2"×4" construction system and so in North America and Northern Europe.

Secondly, we propose the construction method of insulated external wall for preventing concealed condensation.

Lastly, we report case study on improvement for energy saving in traditional wooden house.

1. は じ め に

1973年の石油危機以来、世界的に建築の省エネルギー化が進められ、特に北欧・北米では、組織的な研究と行政とが一体となり、住宅を中心とする省エネルギー基準が作成、実施され、又構法的な研究成果を基に、具体的な設計・施工マニュアルに従った建設が進められてきている。これに対し、日本においては、民生用の石油消費比率が非常に低かったためか、又、暖房用灯油消費の大きい寒冷地域が、地方に偏在したためか、行政や研究の対応はにぶいものであった。日本の代表的な北海道においても、石油危機以来、断熱材を大量に使用する住宅建設は、行政・研究からの誘導ではなく、建主・工務店の建設側から、謂わゆる民間主導で始まり、行政が、省エネ法や、公的資融基準の中での対応によって後追いすると形となった。しかも、その背景としての、実際の組織的な研究成果があるわけではなく、使用すべき断熱材の厚さのみを規定するに留まっていた。そして、その施工基準や指導も、内容においても、その運用においても、極めて不徹底なものであった。特に、日本における在来木造軸組工法は、北米や北欧における、枠組壁工法や、組積造の工法に比べて、断熱材使用の歴史も浅く、軸組工法の特徴として、柱・梁のフレーム構造で、床・壁・天井が、下地として構成され、部位として連続的に空隙がつながる構成であるため、断熱材を充てんする事によっても、断熱性能が十分得られず、又、部位内部での結露等

の障害が出やすい構成である。昭和50年代に入ってから研究側の対応として注目される、日本建築学会北海道支部寒地住宅研究委員会での研究成果も、この在来木造工法の構法上の特質にはふれず、省エネルギーを動機とした、温熱環境の向上した住宅の提案、それを実現する各部構法の提案・評価という点に重点がおかれてきた。このためその後に行った、住宅の色々な部位での木材腐朽や、断熱性能の低下等の現象を十分説明しきれず、具体的な施工基準として行政と協調して適正な構法を普及するに至らず、むしろ、行政側との見解の相違から、混乱を招いたと言えよう。筆者等も、同委員会のメンバーとして、これらの結果への責任はまぬがられない。本研究は、この事に対する反省に立脚しながら、在来木造軸組工法の構法的な特質に視点をすえ、住宅の断熱性能や気密性能を確保し、木材腐朽の原因となる内部結露を防止するための構法について行ってきた。約5年間の研究成果を報告するものである。内容は、大きく3つに分けられる。第1は、在来木造軸組構法の特質から来る、断熱・気密性確保する上での欠陥に対する構法的な改良方法の研究である。第2は、部位内部での結露のうち、外壁内部結露の防止構法についての研究である。そして、第3は、これらの研究成果をもとにした、既存住宅の改修工法についての研究についてである。既存の研究との関連は、各章の中でふれることとする。

2. 寒冷地における在来木造軸組構法の改良について

2-1 はじめに

複雑な仕口と継手によって構成される在来木造軸組構法は、日本の高温多湿な風土に適合し、手先の器用な国民性の表出としての大工の技術によってはぐくまれてきたものである。江戸時代末期、北海道の移入されてきてからは、特異な変化を遂げ、特に戦後は建築材料の工業生産化の中で、急速に変化し、大壁造の洋風住宅として、省力化の進んだ構法として定着した。寒冷地の特殊性である、雪害、凍土、すがもりその他の障害に対する防止法の研究は早くから進められ、又、断熱工法の普及も早かった。昭和48年の石油危機以降、急速にグラスウールの100mm厚使用が急速に普及した。しかし、その断熱材の使用量に比較して、住宅全体の熱損失は全り減らず、断熱厚が半分の木質プレハブ住宅の灯油消費量の方が少いという調査結果も報告された。¹⁾日本中で在来木造軸組構法の改良についての既応の研究や提案は数多くあるが、殆んどが、施工の合理化・省力化・省資材や、構造強度の向上、木材資源の有効利用等に関するものであるが²⁾、本研究は、寒冷地の気候風土の中での、断熱・気密性能の向上を目指すものである。

2-2 在来木造軸組構法の断熱構法上の問題点

在来木造軸組法は、90～120mm角の木材を中心として、柱・梁の軸組を構成し、それに依存しながら、先ず壁を構成、床・天井をその後で作るという構成となっている。従って、床下や小屋裏の空間は、壁内空隙によって相互に連結され、それらを空気が流通することにより、建築各部

位の換気を図り、木材の腐朽を防止するという日本の高温多湿な風土に適応した構法として長い間に出来上った構成をもっている。断熱材の使用が始まってこの基本的な構成は変わっていない。断熱材によってもたらされる、各部位の層構成内での大きな温度較差によって生じる結露の危険を防止する上では、この部位内を流れる気流は有効であるが、一方、部位を貫通する熱流を少なくするという断熱工法としては、全く不都合を生じた。在来木造住宅の断面構成から見た、断熱工法としての欠陥を、図-1に略示する。その概略は、(i)間仕切壁が、床下から小屋裏へ開放された空間となる。(ii)1階小屋裏とし2階床下とが、一体の空間となる。(iii)外周壁の断熱層が、床下から小屋裏への冷気流の通路となりやすい。(iv)床の断熱材受けの工法によっては床断熱層内への冷気が容易に侵入する。等である。こ

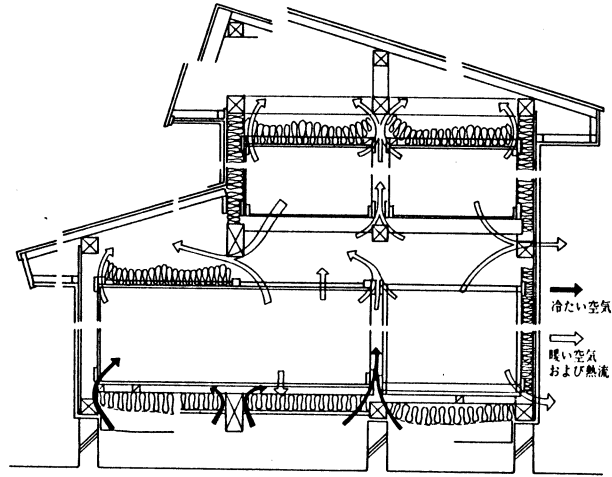


図-1 在来木造住宅の断熱欠陥

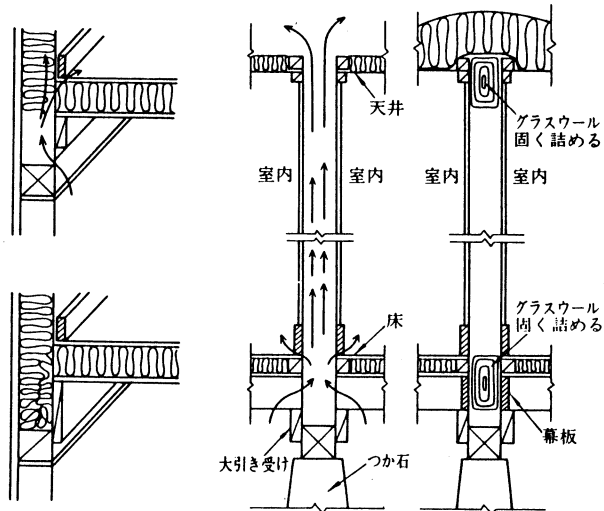


図-2 これまで推奨されていた気流止め構法

れらのうち、(i)や(iii)については、熱損失の大きさについて基礎的な研究報告がある³⁾。それ等を基に計算すると、住宅全体の熱損失は、使用された断熱材の性能が十分確保された場合に比べ、2～3倍にのぼることがわかる。

これらの断熱工法上の欠陥を是正する方法として、色々な工法が提案されたり、指導されてきた。図-2は、その一例であるが、その対象となる部位は、土台、桁、胴差に、根太、間柱等が交錯し、その施工は大変に手間のかかるものであった。北海道等の寒冷地では、冬期間の施工が極めて少なくなることから、大工の手間が増えることは嫌われ、しかも、その効果も不十分な対策

であり、過去、10数年にもわたって、同じような指導が行われてきたにもかかわらず、その実施率は極めて低く、その結果として、熱損失の大きな住宅が大量に建設され続けている。

2-3 構法改良の可能性の検討

在来木造軸組構法に比べて、北欧や北米の木造工法である枠組壁構法は、断熱工法上の欠陥は殆んど起こらない。図-3は、その構法上の違いを図解したものである。在来木造軸組構法が、床・壁・天井の各部位が互いに連続し、更に、床下や小屋裏の半外的な空間に連結しているのに対し、枠組壁構法（2"×4"工法）では、各部位が、木枠材、合板、ボード等で完全に遮断され、その中に充てんされる断熱層が各々独立し、冷気流の生じにくい構成になっていることがわかる。又、室内の仕上の各部納り上生じる隙間が、建築内部空間の気密性の低下になってしまう在来木造軸組構法に比べて、枠組壁構法では、必ずしもそうではなく、防湿層の連続性も容易に確保されることがわかる。

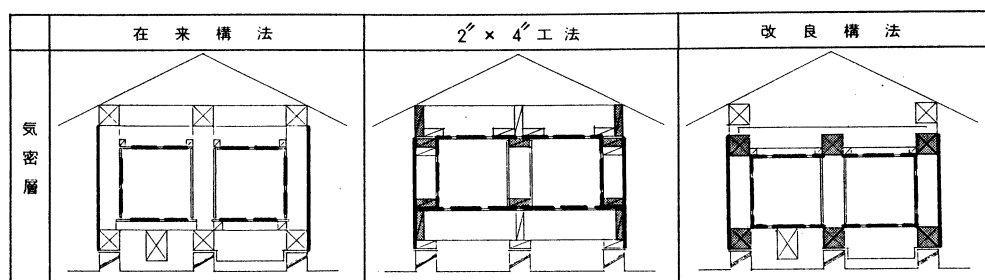


図-3 気密層の構法による構成

このような比較から、在来木造軸組構法の改良は、床・壁・天井の各取り合い部（図-4に示す）の構成を、冷気流を生ぜず、住宅の気密性を低下させるような隙間を生じにくい構成を、建方の工程中で自然にできるようにすれば良いことがわかる。図中に改良構法の一例を示す。このような構法改良の検討を進めていく上での原則をまとめると次のようなものになろう。

- ①広義の意味での在来木造軸組構法の枠の中で考える。即ち、建築基準法に示される構造上の要件をふまえ、通常使用される木材を利用し、大工の墨付け・加工技術の枠内での改良を考える。
- ②施工が容易で、施工手間、木材使用量等を増加させないようにして、コストアップをさげ、施工段階で大工が容易に受け入れられるようにする。
- ③断熱される壁は、床・天井との取り合い部で、床下や天井裏の空間と、壁の断熱層との境界部を、木材・防湿層等で気密に遮断する。（図-4 ㉔㉕㉖㉗㉘部）
- ④間仕切壁の上下端も同様とするが、2階床下部との取り合い部分等の、水平な断熱層と取り合わない部分は、この限りではない。（図-4 ㉙部）

⑥ 1階小屋裏と2階床下部の境界部は、断熱された下がり壁として構成し、施工が容易で、工程を乱さない方法を考える。(図-4 ④部)

⑦ 断熱層は、家全体を外側からすっぽり包むように設け、且つ、室内の壁、2階の床等には設けない。

⑧ 断熱材は、グラスウール・ロックウール等のフェルト光断熱材等、木枠の間に充てんする工法を原則とし、その室内側には、防湿層を施工することを前提とする。

⑨ 防湿層の継手は全て10cm以上重ね、防湿層の端部の処理を含め、必ず、木下地の上で行い、タッカー等で仮止めした後、ボード、木材等ではさむようにして釘止めする。(住宅全体の気密性を確保するため、気密層として防湿層を用いる。)

⑩ 断熱層は、床・天井200mm、壁100mm程度とし、断熱層各部で、木材以外の熱橋が出来ないようにする。

2-4 改良構法による住宅の試作と測定結果について

改良構法の検討は、このような原則を前提として、昭和58～

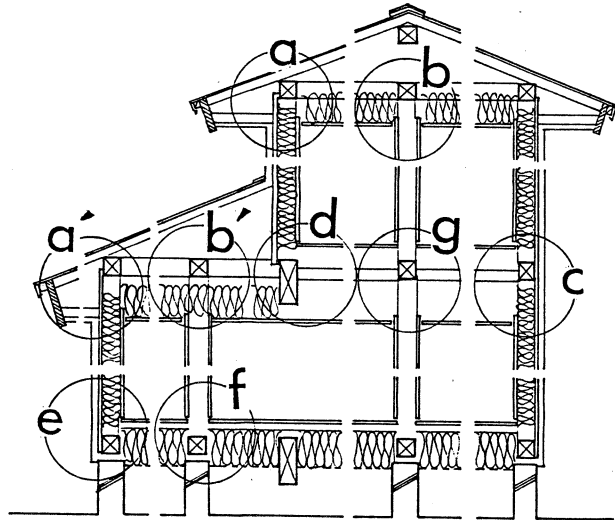
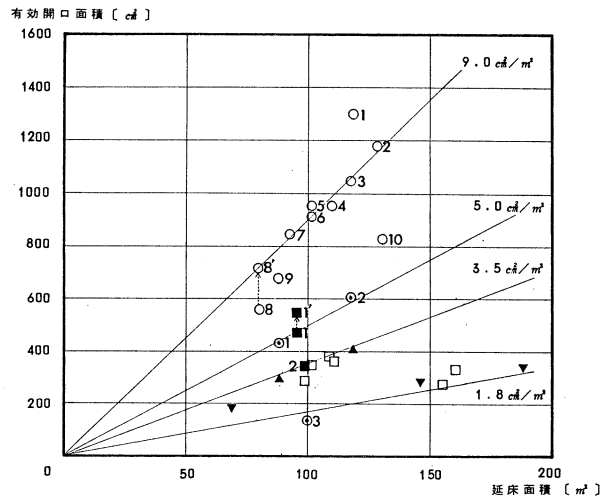


図-4 改良すべき取り合い部位



- 在来木造工法住宅
 - 1～○8 : 大手ビルダー各社の昭和56～昭和58年新築住宅 (8:84年8月測定)
 - 9～○10 : 某ビルダーによる在来木造シール工法 (8:85年5月測定)
- ◎ 2' x 4' 工法住宅
 - ◎1～◎2 : ふつうの2' x 4' 工法
 - ◎3 : 土間床、気密化2' x 4' 工法
- 試作改良工法住宅 (気密ベルト工法) (1:85年1月測定, 1':85年5月測定)
- 試作改良工法住宅 (プラットフォーム工法)
- S60ホームビルダー改良工法住宅
- ▲ SF外貼り工法住宅
- ▼ ブロック、RCの気密化住宅

図-5 改良構法住宅の気密性能

59年度の2年間にわたって、日本建築学会北海道支部の木造在来構法の改良に関する研究委員会（筆者、鎌田が主査）で行われ、いくつかの改良構法案の中から、その詳細は省略するが、2つの構法と、それと比較するための在来木造住宅の計3棟の試作が行われた*。施工とその後の居住状態での測定から、いくつかの示唆を得ることが出来たが、その結果の詳細は、日本建築学会北海道支部研究報告集³⁾を参照されたい。ここでは、住宅の気密性能についてのその後のいくつかの試作住宅の結果を含めて、報告する。図-5が、同委員会によって調査、測定された結果である。当初試作された、■1、■2の改良工法のうち、■1は、一冬経過後、木材の乾乾燥によって若干の気密性能が低下し、気密化自体も不完全であることがわかる。最近の在来木造軸組構法住宅が、 $3.5\text{cm}^3/\text{m}^2$ の線上にあり、有効開口面積としては、在来の約3倍の気密性能を持っていることがわかる。中には、 $1.8\text{cm}^3/\text{m}^2$ というRC造の気密化住宅に匹敵する高い気密性能を得ているものもある。

2-5 改良構法の各部構造と、その熱性能について。

ここでは、委員会で検討された構法をもとに、更に、施工性や工程を検討した改良構法の各部の構成の一例と、その構法を用いた住宅を設計する場合の断熱水準や換気・暖房の考え方について述べる。

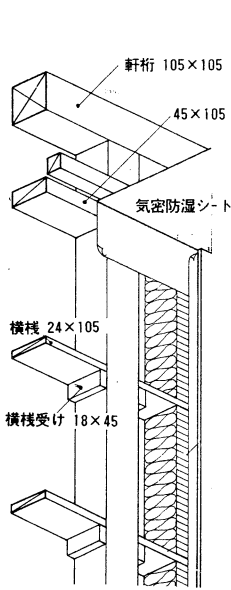
i 床構法（プラットフォーム構法）

土台の上に床根太をのせるという点では、大工にとって違和感の少ない構法である。桢組壁工法と同じようにプラットフォームを壁の外表面までのばして構成する点は抵抗があると思われるが、工法的に明解で大工の裁量による欠陥が出にくいというメリットがある。壁を横棧工法や、横棧間柱工法をとるならば、もっと簡易な工法も考えられる。この構法の欠点は、2階床と外壁との取り合い部で防湿層や断熱層が切れることであるが、桢組壁工法でも同じ事でありFP板等で、補強する事が可能である。（図7,9）

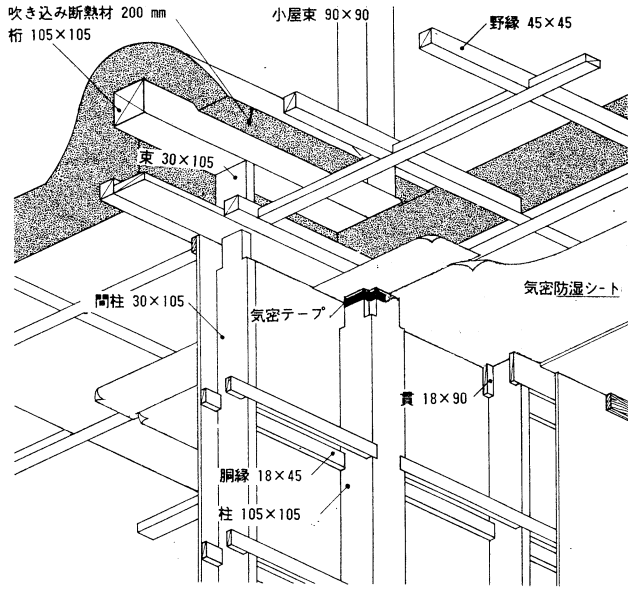
ii 外壁工法（横棧工法）

外壁は、普通の間柱工法でも可能であるが、現在のように外側に通気胴縁を縦に打ち付け、横張りサイディングを張る構法ならば、横棧工法が適しているようである。横棧工法といっても、従来のように、柱を欠きこんで止めるのでは、柱の断面欠損が問題になるが、図6,7のように板を柱に留め付け、その上に乗せながら留める方法をとればよい。床、天井との取り合い部は防湿層を必ず重ね合わせ、気密性を確保する。通気胴縁の位置が間柱と関係無く、むしろ外壁材の長さで決められるため、外壁材の施工性が良くなるというメリットもある。桁や胴差にかかる荷

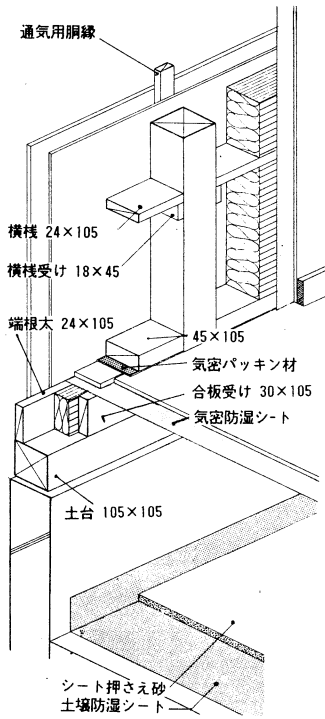
*この3棟の建物の試作は、北海道住宅供給公社、及び株住いのクワザワの協力によって行なわれた。



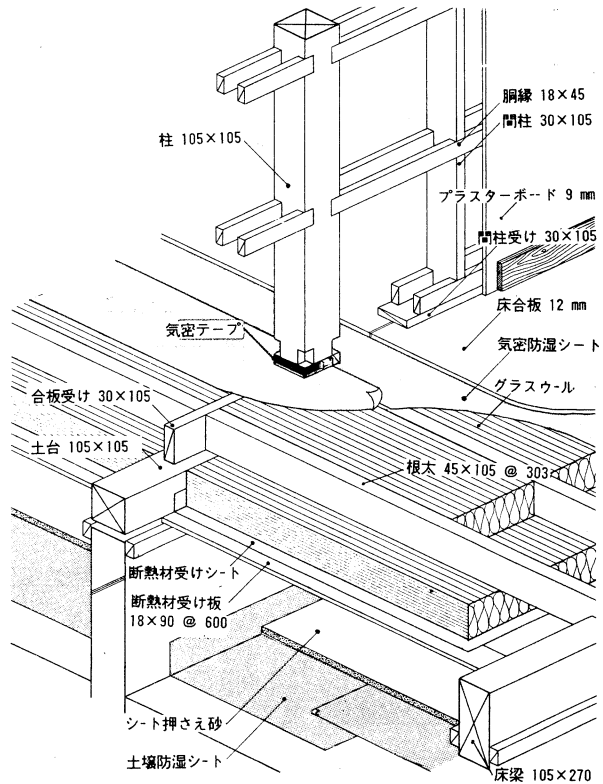
図一六 外壁上部
(横棧構法)



図一八 間仕切り壁上部 (横棧間柱構法)



図一七 外壁下部 (横棧構法・
プラットホーム構法)



図一九 間仕切り壁下部 (横棧間柱構法・プラットホーム構法)

重は、間柱が無くとも十分支えられるのである。(図6, 7)

iii 間仕切壁構法 (横棧間柱工法)

間仕切壁は、普通の間柱工法では、天井の防湿層が連続しにくい。天井の防湿層を桁まで伸ばす事も考えられるが、ブローイング工法での断熱が施工しにくい。天井の防湿層の施工を先行させ、工程的に最後とすべきであろう。このようにすると、間仕切壁の構法は全く自由になり、ホームビルダーでは、パネル化等の部品化が可能となるし、一般的に言っても自由な作り方ができ、さらには、改築の場合の自由度も確保される。(図8, 9)

iv 防風層の材料, 構法

断熱層と通気層との間にある防風層は、現在は、アスファルトフェルトを使うのが一般的であるが、これは内部結露防止の点から好ましくない。フェルトの透湿抵抗によって結露が発生する事と同時に伸びて通気層を塞いでしまうからである。防風層の材料としては、透湿抵抗の低い専用のシートを用いるのがよい。このシートは不織布であることが多く伸びがあるので、通気層を塞いでしまわないようしっかりした留め付けが必要である。ボード状の材料としては、シーリングボード、合板、発泡ポリスチレン板等を、用いることができる。特に合板として構造用合板を使うことによって、筋かいを設けなくとも壁耐力がとれ、断熱材の施工性が向上、又、合板によって気密性も向上する。しかし、コストは、一戸当たり約20万円位上がってしまう。コーナー部のみ構造用合板にして他はシーリングボードを使う事も考えられる。

v 気密化構法

この改良木造工法の住宅の気密性は主として、防湿層によっている。防湿層として普通に用いられるポリエチレンシートは、施工中に傷が付いたり破れたりすることが多いために、極力丈夫なシートを用いるべきである。このようなシートを十分に重ねをとって、施工することによって、相当の気密性能が期待できるのである。実際に、ここ一年間に施工された住宅の気密性能を測ってみると、枠組壁工法の住宅と同等以上の高い気密性能を持っている事が実証されている。このほかに、気密化のためには、例えば床と外壁との取り合い部や、サッシの取付け部に気密パッキン材を用いたり、外壁の室内側に設けられたコンセントや天井の照明器具の配線孔に、防湿コンセントやシールを行なうことによって、より高い気密性能を得ることが可能であろう。

vi 換気と暖房システム

改良木造工法の住宅は、断熱性と気密性が在来木造工法の住宅に比べて非常に高いので、換気と暖房システムには十分な配慮をはらう必要がある。まず暖房は全室暖房を前提とすべきであろう。とは言っても、建売住宅のようにローコスト住宅にとっては、むずかしい。この意味からも、ローコストな簡易全室暖房システムの開発が待たれる。ストーブ暖房でも、設計によっては、全室暖房に近い暖房が不可能ではない。開放的な間取りや、暖房室である居間に二階に昇る階段を設けたり、吹き抜けを設けたりなどの工夫によって、全室が余り差の無い温度分布を得る事が可能で

ある。換気は今後の大きな研究課題である。必要換気量について確かな数値はまだ無いように思われる。しかし、改良木造工法住宅の持つ自然換気量よりは、相当大きな数値にはなりそうである。だからといって、改良工法が過剰性能であることではない。高い気密性の住宅で換気量と換気の経路をコントロールすることが、換気量を必要最低限に抑え、熱損失を最小にとどめることになるのである。

vii 断熱水準について

在来木造工法の住宅の断熱構法上での欠陥である、間仕切壁内の冷気流や、外壁の断熱層内の冷気流、その他が、改良木造構法の住宅ではほとんど無くなるため、及び気密性が非常に高くなるため、改良木造工法の住宅は熱損失が少なく、従って灯油消費量が少なくてすむ。たとえば、外壁：GW 100mm，床・天井：GW 200mm，窓：ガラス二重（ $K=2.4$ ），換気回数0.5回の断熱仕様の100㎡の住宅は札幌で全室暖房したとして約1200ℓの灯油消費量ですむ。この水準を、かなり高いものと思うかどうかは、その住宅の色々な条件による。たとえば、ローコストな建売住宅ではやむをえない線とも言えようし、比較的予算の有る注文住宅では、窓のガラスを三重にしたり、断熱戸をつけたり、また、外壁の断熱材をもっと厚く入れたりする余裕は十分あろう。これによって、灯油消費量は、500ℓ位のオーダーに下げる事も可能であり、なによりも、居住性能が格段に良くなるのである。要は、設計の時点で住宅の性能目標を明確に設定する事が重要である。

2-6 改良木造構法の今後の課題

改良木造構法は、日本の寒冷地域の木造住宅構法として、伝統的な在来木造工法の技術的な枠組のなかで、実証的な実験にもとづきながら考案された構法である。

しかしながら、これまでの研究過程において、実際に建設された住宅はまだ数少ない。今一番の課題は、より多くの実施例を通じて、さらに改良を重ね、少しでも早く在来木造構法化することであろう。そのためにも、ここで、いくつかの問題点についてふれておきたい。

第一には、木材の乾燥流通の問題である。未乾燥材が現場に搬入され乾燥する間もなく住宅が完成してしまう現状は住宅の性能や耐久性に非常に悪い影響を及ぼしている。住宅の構法が変化しつつもある安定期を向えようとしている今、そろそろ真剣に検討すべき時期にきているといえよう。

第二には、木構造に対する法や制度の問題である。木構造について、最近色々な話題がある。しかし、その多くは、一部の業界や外国からのある種の圧力によっているように見える。在来木造工法についての検討はもっぱら金融公庫まかせで、合理的、工法的な検討が足りないのではないだろうか。改良木造構法においても、今後、構造耐力や、耐火性能等についての、検討を待ちたい。

第三には、構法の普及の問題である。改良木造構法のようにまだ十分に評価が終わっていない構法は別としても、研究が進み目途がついた構法に対して、普及啓蒙を図ろうとすると、やはり、最も大きな力を持つのは行政であろう。指導行政等を通じて迅速な対応が、望まれるのである。

3. 寒冷地における木造外周壁の内部結露防止法について

前章が、断熱材の使用により住宅の熱損失を減少する上での高断熱化・高气密化を躯体の構法の問題として解決しようとするものであるが、本章は、同じく、断熱材を使用した場合の外周壁内部結露の防止について、構法的に解決しようとする研究について報告する。小屋裏や床下での結露は、改良構法によって、水蒸気の流入が減少することで、換気を十分にとれば解決する。それに対して、外周壁は、改良構法では、壁体の上下密閉を図っていることに対して、内部結露を防止する構法的な対策が必要とされるし、又、上下が床下、小屋裏に開放された在来木造軸組構法の壁についても、或る程度、内部結露を防ぐ構法を普及させることが緊急課題である。

断熱された外周壁が内部で結露を生ずるかどうかについては、在来木造の壁構成では、通常の透湿計算では検証できない。その理由は、壁内に入り出す蒸気が、壁の上下端が開放されたり、施工上の欠陥や、壁貫通した穴等、透湿計算にのらない要因が大きすぎるからである。又、冬期間の外界条件を実験室で実験することは、特に湿度の制御が極めて難しく、全国的にもそのような実験設備は極めて少い。こうした点から、蓑輪⁴⁾、山田⁵⁾、田村⁶⁾、福島⁷⁾等の研究は、在来木造の壁体を十分モデル化していなかったり、実験室内条件が、極めて不利な条件のもとの実験であるため、木造外壁の構法的に最適な評価は得にくい。本研究は、室蘭という、北海道の中では、比較的温い地域の実験ではあるが、実際の外界条件のもとで、実大の建物を用いての実験を行い、寒冷地の木造住宅の外壁構法を開発していく上での重要な主眼を、得ようとするものである。

3.1 設 備 概 要

実験は本学 D 棟裏に位置する図-10に示す様な、巾38cm×高さ260cmの実験パネルが北面に32種設置可能な実験建物で行った。建物内の温湿度は、ポット式灯油ストーブを熱源とする温風ダクトと市販加湿器2台を、各々サーモ制御し、図-11に示す様、冬期間（12月～5月）は終日20～22℃、50%前後に維持した。他の期は、南面の開口部から流入する太陽熱を熱源とし、湿度の制御はしていないが、概ね実際の住宅の温湿度に近似した範囲で推移している。

3.2 測定期間と測定項目

本論では、昭和58年12月～昭和61年4月まで、測定を行なったパネルを対象とし、測定期間と、主な検討内容の関係において次の3期に大別することができる。

を防湿層とプラスチックボードにあけ、モデル化を行った。傷の有無は穴の有無による。尚、防湿層には、ポリエチレンシート⑦0.1mmを使用した。

- b) 壁内冷気流の有無 断熱材の施工状態及び、壁内と床下・小屋裏の関連から、次の3タイプを設定した(図-12)。また、グラスウールは、密度16kg品、厚さ100mmを使用した。

- ①冷気流モデル—断熱材が丁寧に充填されておらず、壁内に空隙ができ、床下から冷気の侵入がある。(在来構法を想定)
- ②上下開放モデル—断熱材は丁寧に充填されているが、壁の上下端が、床下・小屋裏に開放されている。(在来構法を想定)
- ③上下密閉モデル—壁の上下端が密閉構造となっており、外壁として部位の独立化がなされている。(枠組壁構法・パネル構法・改良軸組構法等を想定)

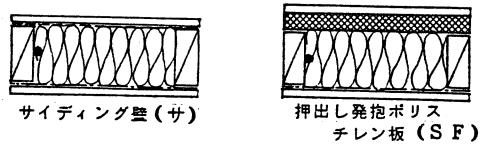


図-13 パネル概要図

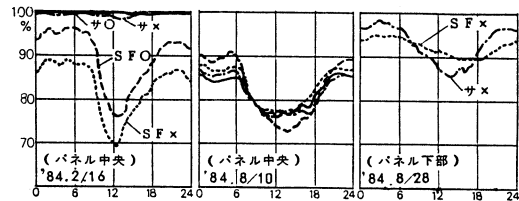


図-14 冷気流壁内温度

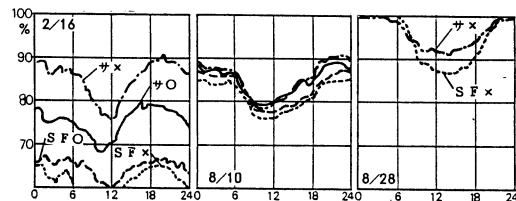


図-15 上下解放壁内温度

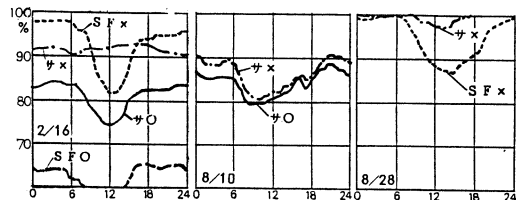


図-16 上下密閉壁内温度

3.3 実験結果と考察

Ⅰ 在来構法による一般的な断熱構法の検討

北海道の外壁構法として最も一般的な図-13に示す様な壁構成について検討を行う。設定パネルは、壁内冷気流の有無、防湿層の傷の有無による6タイプで第Ⅰ期にて測定した。

冬期間の壁中央部の裏面湿度(図14~16)で2つの壁構法共、以下の様な傾向が続みとれる。

- a) 冷気流モデルでは防湿層の傷の有無による差は少く、この差は壁内冷気流の影響が少ないモデル程明確に顕れる。
- b) 開放モデルが密閉モデルより低値である。

これは、在来構法の想定モデルでは、壁内が床下・小屋裏と連続している為、壁内の水蒸気が壁の上下端から抜けてしまう事が原因であろう。しかし、解体すると（図-17）中央部の湿度が低くても、壁体下部で著るしい結露が一樣に見られる。これは、壁内下部に床下の冷気が入り込み、冷却された為と考えることができるが、詳細についてはiiiにて検討する。

夏期間では裏面湿度では次の事が組み取れる。

c) 中央部では、相互の有意差は見られない。

d) 下部では、夜間90～100%に達し、結露している可能性が大きい。

c)については、室内外温度差・水蒸気圧差が逆転する事が多く、壁内の水蒸気の移動方向が定常的になっていない事、d)については、冬期と同様の原因によると考えられる。

構成木材の含水率は（図-18）、在来構法・防湿層傷有りのパネルの下枠で、外気温が0℃以下となる春～秋にかけ20～30%程度であり、これは木材腐朽菌の繁殖する条件にも合致し、木材腐朽の恐れが極めて高いと思われる。

ii 在来構法による通気層構法の検討

通気層構法とは、外装材を縦胴縁で浮かせ、その隙間を外気に開放することで、外壁内の水蒸気の放湿を図る外装構法であり、内部結露を防止する方

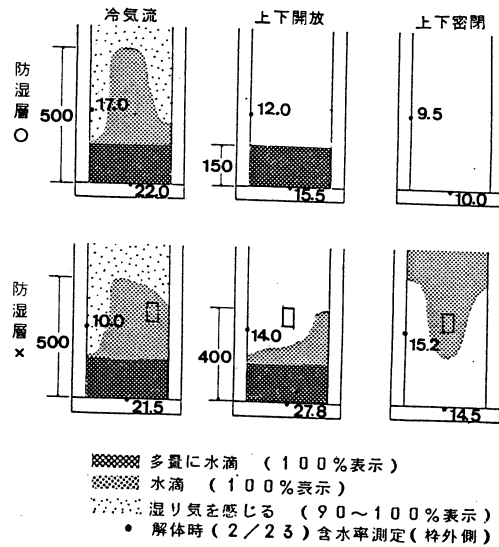


図-17 サイディング壁下部の結露状況

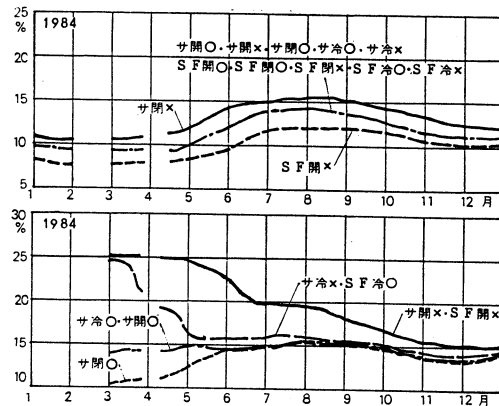


図-18 木材含水率

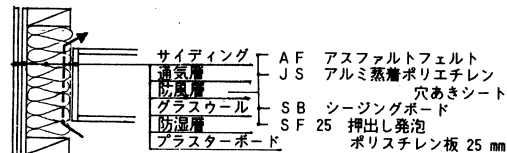


図-19 パネル概要図

法として急速に普及しつつある。

本項では、在来構法に通気層を付加する事で内部結露を防止し得るかについて検討する。

図-19に示す様な、防風層に現在使用されている材料を中心に使い、上下開放・防湿層傷有りのモデルにて、第Ⅰ期にて測定を行った。

冬期間の中央部裏面湿度（図-20）では、本来防水下地材であるが最も使用事例の多いフェルト以外のパネルでは、壁内の除湿効果を認める事ができるが、解体すると（図-21）、全てのパネルの下部で、前項ⅰで報告した、通気層を持たない在来構法モデルに見られたと同様の下部結露が認められる。又、夏期においても下部の裏面湿度が高く、結露している可能性が高い。これは、前項同様、床下の冷氣侵入でグラスウール内部が温度低下している事によるものと考えられる。

また、木材含水率（図-22）では下枠は同じく木材腐朽の可能性が極めて高いと言えよう。

i, ii より、在来構法モデルにおいては、

- a) 冬期間では理論上結露する筈の壁構法でも、中央部では結露しない場合がある。
- b) 通気層の有無によらず、壁体下部では結露する危険性が通年において極めて高い
- c) 適当な防風層使用の通気層は、壁内の除湿には有効な手段となり得る。

事が判った。次項iiiでは、下部結露の発生する要因について比較検討を行うことで、内部結露を防止の為の構法上の条件を探る。

iii 内部結露防止構法に関する検討

下部結露の発生する要因としては、床下空間が高湿度である影響している事も考えられる。前項までの検討は、床下地面防湿シートはない状態で進んでいた。これは、この条件に数年前に

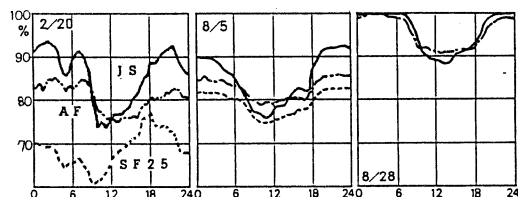


図-20 防風層の比較

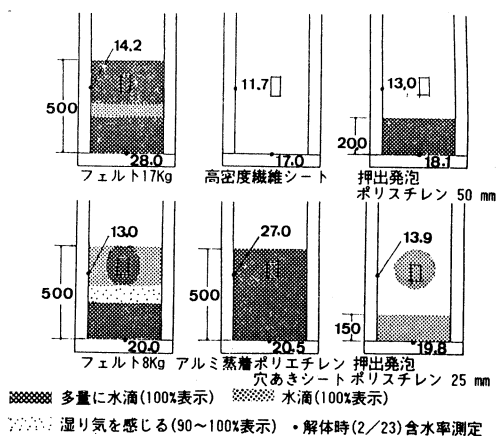


図-21 実験壁下部の結露状況(防風層の比較)

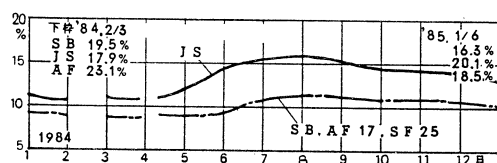


図-22 木材含水率

建設された住宅の殆んどが適応する事、防湿シートが敷かれていても、室内の高湿空気が各取り合い部から入り込み高湿になっている事等に基づいた為である。本項では、防湿シート材が有る場合も含め、通気層を持つ同一構成の断面を持つ（図-23）、上下開放と密閉モデルの比較検討を第Ⅱ期に行ったものである。

防湿シートを敷いた場合は、壁体中央部裏面湿度（図-24）は有意差がなく、解体しても結露発生は認められなかった。次に防湿シートを除いた所、上下開放モデルの下部では数時間で100%に達し、解体すると著るしい下部結露が発生していた。図-26は、防湿シート有・無の場合の床下空気露点温と、上下開放モデルの下部裏面温度の比較であるが、シート有りでは壁体下部温度が露点温より上廻っているのに対し、シート無では下廻っており、結露が発生したと考えられる。以上より下部結露はやはり床下空気が壁内に入り込む事により発生する事が明らかになった。一方上下密閉モデルでは結露は発生していない。これは、シーリングボードの他に防風材として使いそうな材料（図-27、28）の場合でも同様である。下部結露は、一応防湿シートを丁寧に敷く事で防止できそうだが、断熱施工不良箇所での結露や、断熱材の熱的性能低下の防止策とはなっていない事から、やはり構法的に部位の独立化を図った方が、はるかに信頼性が高いだろう。

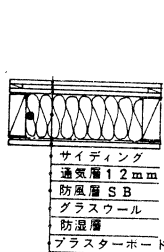


図-23

パネル概要図

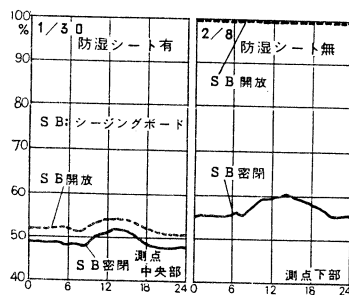


図-24 密閉と解放の比較

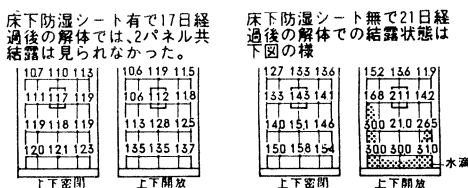


図-25 解体結果（SB含水率）

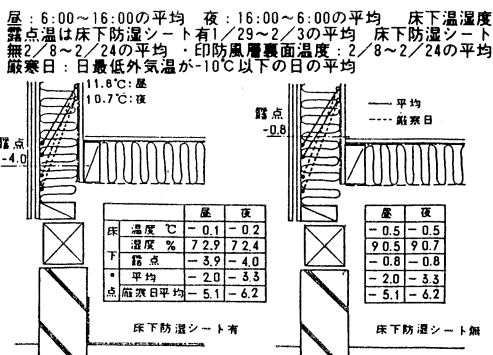


図-26 実験壁下部の結露状況

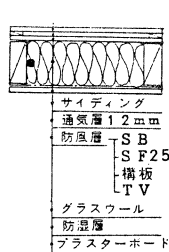


図-27

パネル概要図

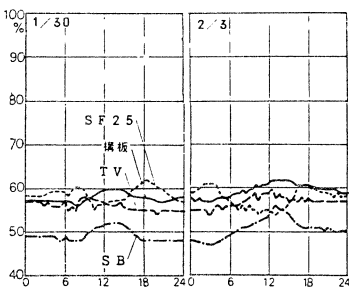


図-28 防風層の比較

Ⅳ 室内加圧時における検討

最近の新築住宅では、プラスチックサッシの普及等で、以前とは比較にならない程気密性が向上し、室内外差圧が微風時でも $1\text{ mmH}_2\text{O}$ に達する。この事は、外壁内部について考えると、微細な隙間からも室内の空気が入り込み、内部結露と言う点では危険例に移行している。

ここでは前項で提案した、「通気層構法+上下密閉化」と言う外壁構成が、差圧がある状態でも、その有効性を示し得るかについて検討する。第Ⅲ期にて、図-30に示す様に、 $1\text{ mmH}_2\text{O}$ 前後の差圧を設けた場合を、殆んど無い状態と比較する。室内外温湿度は図-31に示す。

測定パネルは、防風層にシージングボード、構造用合板を使用した、通気層を持つ上下密閉モデルである（図-34）。加圧前後での裏面湿度（図-35）では有意差は見られない。

一方、防風層にTVを使用した通気層を持つパネルや、通気層のないパネルで上下開放モデルでは、加圧後、裏面湿度の上昇が見られる。これは、壁内の空気の抜け道を持つため、室内の空気がより多く入り込む事や、特に通気層のある壁でシート状防風材を使用した場合には、材が圧力差により外側にはらんでしまい、通気層を塞いでしまった事が原因として挙げることができる。

以上の検討より、加圧時においても、通気層と上下密閉化を合わせ持つ外壁断熱構法の有効性について示し得たと考える。またシート状の防風材では、差圧がある程度ある状態では、材自体

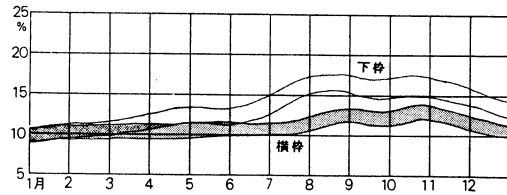


図-29 木材含水率

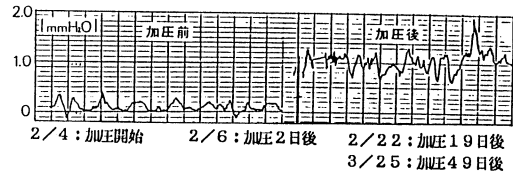


図-30 室内外差圧変動

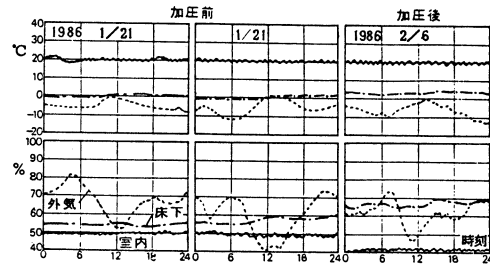


図-31 室内外温湿度状況

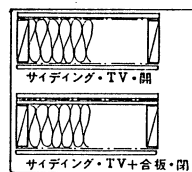


図-32

サイディング壁

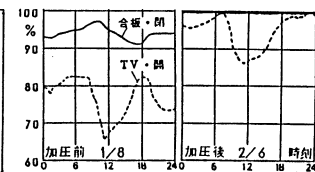


図-33 壁内湿度

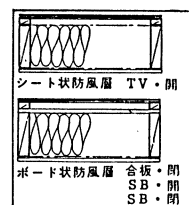


図-34 通気層壁

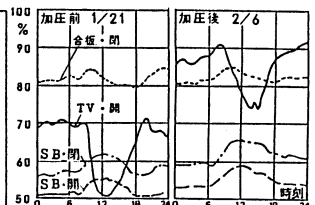


図-35 壁内湿度

の伸びや、施工時におけるたるみにより、通気層を塞いでしまう可能性を持つ事が、新たな問題点が出てきた。施工方法として支持間隔を狭くする等の工夫が必要になろう。

現実的な問題として、外壁の部位の独立化は、信頼性の置ける方法で在来構法でも可能である事は、前章でも述べた通りだが、通気層を設ける事については、縦胴縁で確保する為に、窓廻り、複雑な取り合い部での納り等で手間がかかる事や、通気層下端部分の防火性に疑問が残り、外装構法として簡略化が必要である。次では、通気層によらない除湿構法を検討する。

V 非通気層構法に関する検討

縦胴縁を省略するには、例えば外装材や防風材の通気層側表面に溝をとる方法が考えられるが、その製造過程上或いは材厚等の制限から、一般に必要と言われている20mm前後の通気層厚さは、とれそうにもない。本項ではまず、壁内の除湿の為に最低限必要な、通気層厚さを把握するべく、防風層にシージングボードを使用したパネルで、通気層の厚さを24～3mmまで6段階設定し、第Ⅰ期で測定した結果を述べる。

図-36は、パネルの中央部の裏面湿度であるが、厚さの違いによる差は殆んど見られない。

この結果より、通気層として、僅かな厚みでも確実に確保されていれば、壁内の除湿効果は見られるようである。

この結果を基に以下の様な除湿構法を考えた。

- a 通気サイディング壁 (図-37,38)
外装材の裏面に縦横に2～3mm程度の溝をつけたパネル。(第Ⅲ期で測定)
- b 押し出しよろい貼り壁(図-39,40)

外装材を押し出し成型し、重ね目部からの放湿と外部からの防水性を確保したパネル。(第Ⅲ期で測定)

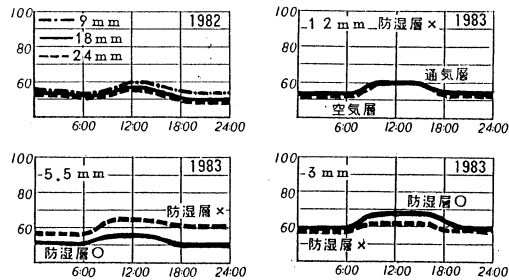


図-36 通気層の厚さの比較

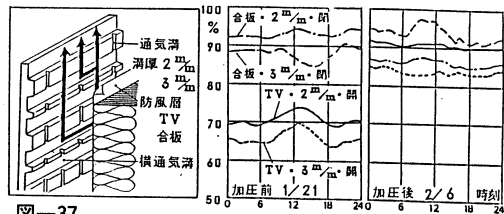


図-37

通気サイディング壁

図-38 壁内湿度

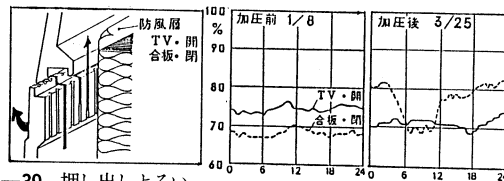


図-39 押し出しよろい

貼りサイディング壁

図-40 壁内湿度

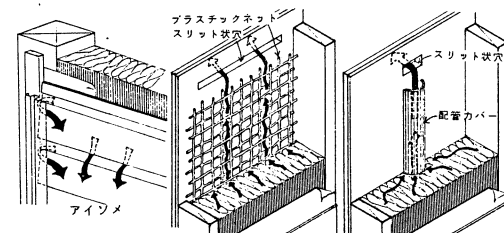


図-41 パネル概要図(上下密閉・防湿層傷有り)

c 壁内通気を持つ壁 (図-41, 42)

断熱材の外側に微細な通気経路を持つパネルだが, スペーサー, 通気金物, 断熱性の低下防止の為の検討が今後の問題である。

(第Ⅱ期で測定)

パネル中央部の裏面湿度では, a の合板使用パネル以外は, 概ね通気層と同等の除湿効果が見られる。a につい

ては室内側の防湿層が実験条件より安

3.4 実験結果のまとめ

これまで木造住宅の断熱壁体での内部結露に関しての実験・研究を5年間に渡り行ってきた。本論で扱った最近の3年間で実験したパネル数は150を超える。初年度は, 実験の条件を6種類のパネルに限りてモデル化を行い, 実際に起る現象との間で, 壁構成と内部結露との間に, ある程度の因果関係を導き出すことができた。次年度は, その結果から, 内部結露の発生しない条件を, 上下密閉壁と限定して検証を行った。昨年度は, その条件が, 室内外差圧を持つ場合にも成立し得るのかについて検討を行った。その間, 通気層構法によらないで簡便に内部結露を防止し得る構法についても検討を行い, ある程度の実現性について示し得たと考える。寒冷地の在来木造構法における外壁の構法上の幾つかの条件を以下の様に導き出す事ができた。

i 外壁の上下端は密閉された構法とすべき事

在来木造の壁の上下端が, 床下・小屋裏に開放されている事は, 壁に断熱材を充填しない状況では, 構法的な合理性があるが, 断熱材を入れた場合, 内部結露を防止するためには壁内と床下・小屋裏とを空氣的・水蒸氣的に遮断する構成とし, 壁内の水蒸気の放湿は, 通気層等の除湿構法によるべきである。

ii 防風材の材料選択について

これまでの実験結果から, 材料の性能を定量的には規定できないが, シート系の断熱性能の殆んどない材料では, 透湿抵抗は, 低い程適しているようである。また, ボード状の断熱性能のある程度ある材料では, 透湿抵抗が $10 \text{ m}^2 \text{ h mmHg/g}$ 程度でも, 透湿性では問題がないようである。特に材料選択の際に注意すべき事は, 通気層等により外気に開放する結果, 防風層にも外壁にかかる風圧の何割かは受ける事となり, ある程度の面剛性と断熱材内部に冷気が侵入しない様な気密性への配慮が必要であるということである。

iii 通気層厚は相当小さくとも良い。

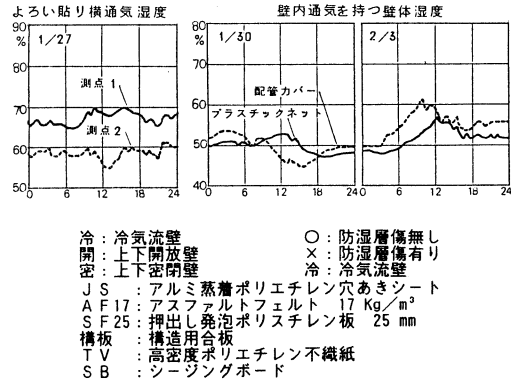


図-42 壁内湿度

これまで言われていた様な厚さでなくとも、数mmの厚さで除湿効果のある事が確認された。

この結果により、従来の縦胴縁によらない除湿構法の開発が可能となった。

最後に、実験建物で今年度測定した厳寒期の外気温湿度、水蒸気圧日平均を、札幌市内での値と比較すると（表－1）、温度では1.5℃前後高く、水蒸気圧は殆んど差がない。このことは、外壁内で見れば、裏面湿度が若干低い可能性がある。この点については、今後検討を行う予定であるが、理論計算上はその差は5～10%程度の範囲内と予想されることから、本章での検討結果は、少なくとも、道央以前の寒冷地域では、十分に適応し得るものと考ええる。

表－1 外気温度平均値の比較

月	外気日平均値		
	温度℃	湿度%	水蒸気圧mmHg
1月	-4.2	64.0	2.057
	-5.8	70.0	1.967
2月	-3.6	59.6	2.022
	-5.5	67.0	1.933
3月	-0.2	72.0	3.347
	-0.4	70.0	3.102

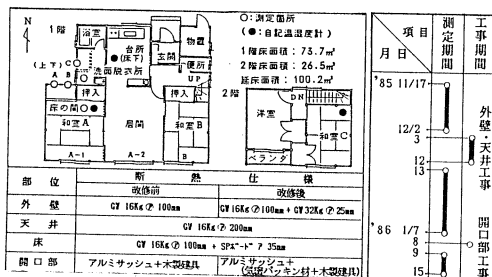
上段：室蘭実験建物測定値

下段：札幌管区気象台測定値

4. 在来木造住宅の断熱改修に関する検討

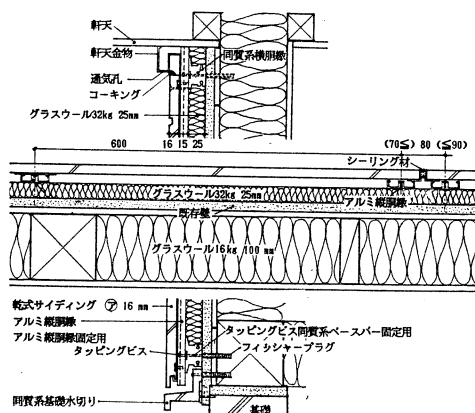
4.1 断熱改修概要

最近、既存木造住宅の外壁を中心とした断熱改修工事例が、急速に増加しつつあるが、実際の断熱性向上と言う点では、尻抜けである事例が多い。本章では、前章までの各部位別構法の検討を生かしながら、図－43に示す様な、7年前に札幌市効外に建てられた典型的な在来構法による住宅において、主に居室温熱環境の改善を目的とした改修工法を実践した結果について述べる。外壁では（図－45、46）、既往の断熱材の熱的性能を回復させるべく、上端部をウレタン吹付で密閉化する一方で、壁内の湿度上昇の防止の為、外側に断熱材を付加し通気層を設けた。次に、気密性の悪いアルミサッシの気密化を行う為、既存の内側木製建具の四周に、図－46に示す様な気密パッキン材を貼りつけた。図－47は、建具下



図－43 O邸概要図・測定箇所

図－44 測定期間



図－45 改修概要図（外壁）

端部の施工が不完全のままでの有効開口面積であるが、改修前と比べ約30%の減少が見られた。

以上の改修工事により、住宅全体の気密性は図-48に示す様に、最終的には（図中C）、有効開口面積で、杵相壁構法による住宅とほぼ同レベルにまで気密化を図る事ができた。

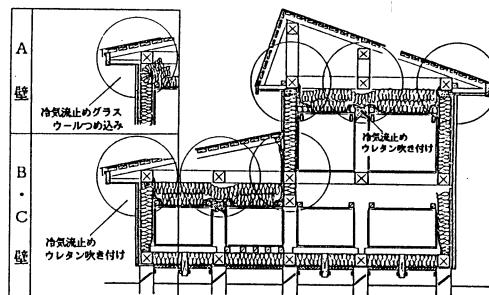


図-46 改修概要図(各取り合い部)

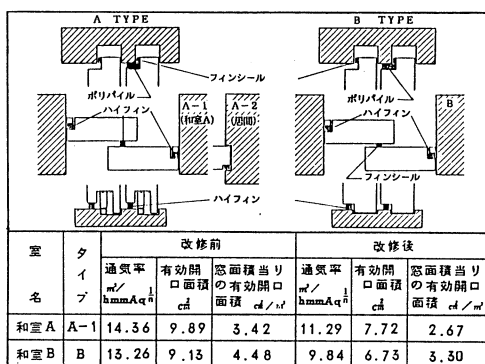


図-47 開口部気密性能測定結果

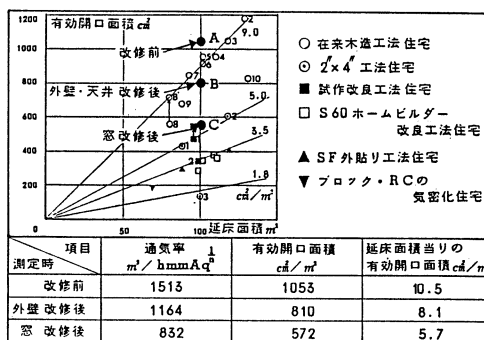


図-48 住宅の気密性能測定結果

4.2 測定結果と考察

Ⅰ 居室の温熱環境に関する検討

各居室は図-49～51に示す様、改修工事により、一様な室温上昇や外気温変動に対する変動巾が少なくなっている事が判る。これは、各取り合い部をウレタン吹き付けしたことにより、暖房空間に面した間仕切り壁内、2階床ふところ、及び外壁内側表面温度が上昇したことによるものであろう（図52～54）。又、表-2に示す様1月中の灯油消費量が前年と比べて約35%程度減少した。以上より、居室の温度環境は改修前と比べ向上したことが判る。

Ⅱ 外壁内温湿度に関する検討

この外壁改修構法では、上端部を密閉とするため、壁内の湿度上昇が心配であったが、断熱材を付加した事による裏面温度の上昇（図-55、56）によって、壁の中央部及び下部の湿度は、一様減少傾向にある。特に、一部90cm

○：改修前 +：外壁・天井改修後 ●：窓改修後

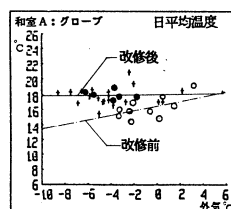


図-49 外気-和室A

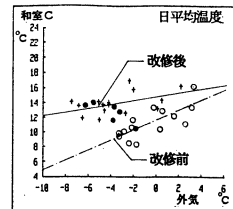


図-50 外気-2階和室C

巾で上端部にグラスウールのみを詰め込んだのみの A 壁と比べ、ウレタン吹付けした B,C 壁の下部の湿度が低い事からも、壁上端部を密閉したのみでも、内部結露の発生は防止できそうである。

今回の改修工事では、外壁と 1 階及び 2 階床との取り合い部は対象外としたが、これは、これらの部位の施工性が極めて悪かった事による。

また、住宅全体の熱損失の中で、換気の次に大きな比重を占める窓ガラスからの熱損失を抑える改修工事も行なわなかった。これらの改修構法を合わせて行うことで、今回特に著るしい効果の見られなかった居室の上下温度差の改善等も図れそうであり、外壁改修構法の施工面での検討も含め、今後既存木造住宅全体の改修構法として発展させる所存である。

5. ま と め

本研究によって、在来木造軸組構法を寒冷地の住宅として適用し、高断熱化を図ろうとする時の構法上の問題点が、明確になった。それは、断熱工法としての費用対効果の問題に帰することでもきよう。そして、本研究で提案した改良構法は、既に、多くのホームビルダーや工務店の手によって、建設され、その効果の高さが実証されつつある。今後は、彼等の手によって更に改良され、日本の寒冷地域の在来構法

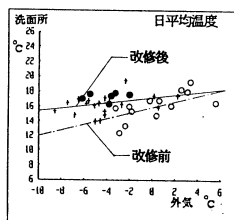


図-51 外気-洗面所

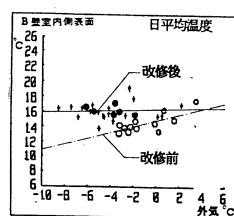


図-52 外気-B壁表面温度

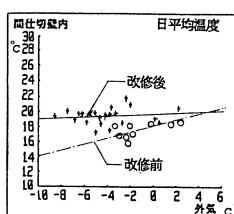


図-53 外気-間仕切壁内

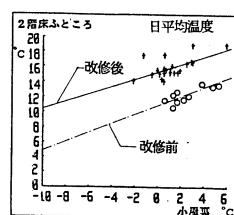


図-54 小屋裏-2階床ふところ

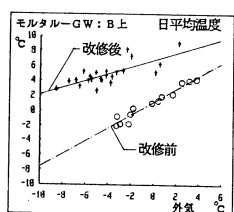


図-55 外気-B壁内温度(上)

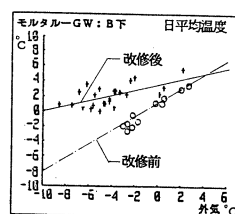


図-56 外気-B壁内温度(下)

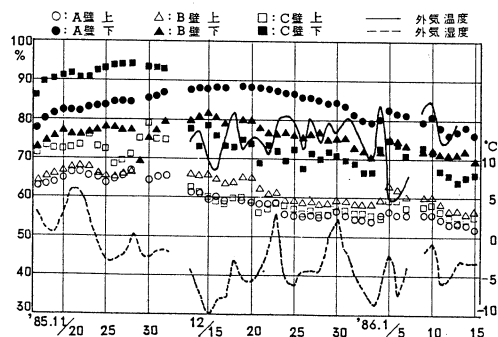


図-57 各壁内平均温度・平均外気温度グラフ

として定着していくことを期待したい。しかし、それは、単に躯体の構法として、一つの解を見出したに過ぎない。寒冷地の住宅の構法は、最近問題となっている、換気や暖房システムの問題を含めて、設計の問題として解決すべき問題はまだまだ多く残されている。外壁の内部結露防止構法についても、北海道や東北部の寒冷地に適用する構法としては、本研究によって、一応の目途はつけられた。今後は、高機能な、意匠性の高い、耐久性のある外壁構法が開発されていくことと確信する。又、北陸や関東等の準寒冷地域においては、夏の冷房使用時の問題を含めて、もう少し検討する必要があるだろう。新築住宅の問題とは別に、既存住宅についても多くの問題が累積されている。特に、昭和48年の石油危機以降の100m²/m断熱を施した住宅は少し見積っても40万户を越え、これらは、耐久年数が短かく、早々に改修を要する事態が予想される。現在行われているような、部分的な更新工法では根本的な解決は得られない。本研究は、その第一歩ではあるが、提案の正しさを立証できた。今後は、住宅の診断システムを含めた、構法開発が必要とされよう。寒冷地住宅の構法上の問題は、総合的な視点から合理的な解決を図り、更にそれを普及することが問題である。

本研究を進めるにあたり、多くの助言を頂いた、北海道大学、洪悦郎教授、荒谷登教授、北海道工業大学、菊地弘明教授に、つつしんで感謝申し上げます。又、多大な便宜を図って頂いた、硝子繊維協会や、建材メーカー、ホームビルダーの皆様に感謝申し上げます。

(昭和61年5月21日 受理)

参考文献

- 1) 北海道大学工学部建築工学科：“寒地住宅の居住水準に関する調査研究”，(1980)
- 2) 財団法人日本住宅木材技術センター編：“木造軸組工法の改良と合理化”，第1版第1刷，(東京，1979)
- 3) 鎌田紀彦他：“寒冷地としての木造在来構法の改良に関する研究，その1在来木造を改良するにあたっての要求条件”，日本建築学会北海道支部研究報告集No.57，17，(1984)
乾尚彦他：“同名論文，その2北海道における在来構法の現状について(1)”，同No.57，21，(1984)
林勝朗他：“同名論文，その2北海道における在来構法の現状について(2)”，同No.57，25，(1984)
佐々木隆他：“同名論文，その4北海道における各種構法住宅の気密性能の現状について”，同No.57，29，(1984)
佐々木隆他：“同名論文，その6改良構法住宅の温熱性状について”，日本建築学会北海道支部研究報告集No.58，9，(1985)
村田直子他：“同名論文，その7改良構法の施工性と居住性の検討”，同No.58，13，(1985)
鎌田紀彦他：“同名論文，その8総括と展望”，同No.58，17，(1985)
- 4) 蓑輪昌寛，洪悦郎：“断熱壁体の内部結露に関する実験的研究”，日本建築学会北海道支部研究報告集No.54，39，(1981)
- 5) 山田哲，篠原潔，長谷川寿夫，洪悦郎：“木造外壁の構法と内部結露に関する実験的研究，その1防風層の性能について”，日本建築学会北海道支部研究報告集No.58，29，(1985)
- 6) 田村浩一，飯田雅史，菊田弘明他：“各種壁体の性能評価”，日本建築学会北海道支部研究報告集No.58，25，(1985)
- 7) 福島明，入江雄司，五十嵐照男，釜田幹男：“結露防止工法の研究，その2，内外装を施工した各種

寒冷地における木造住宅の構法改良に関する研究

木造壁の内部結露に関する実験”，北海道立寒地建築研究所昭和59年度調査研究報告集，1，（1985）

複合交通騒音の不快感の評価に関する研究 (1)

泉 清 人

On the evaluation of the annoyance due to mixed traffic noises (1)

Kiyoto IZUMI

Abstract

The evaluation of mixed source noises has been considered as an important and urgent problem to be solved for the environmental noise study. In order to contribute to this problem a series of the Simulated Domestic Living Room experiments were carried out both at the Institute of Sound and Vibration Research and Muroran Institute of Technology. In Experiment I (ISVR) and Experiment III (Muroran) the dose-response relations of separately reproduced aircraft, railroad, and road traffic noises were investigated. Whereas in Experiment II (ISVR) and Experiment IV, aircraft and road traffic noises were systematically combined and the dose-response relations of the mixed source noises were investigated. The findings are summarized as follows: ① The Simulated Domestic Living Room procedure is validated to a satisfactory extent through four independent experiments carried out in two different countries. ② L_{Aeq} is proven useful to the evaluation of annoyance due to the same noise source. It shows, however, a discrepancy in evaluating the annoyance due to different noise sources. Hence L_{Aeq} cannot be used as a unified scale to evaluate the environmental noises of combined sources. ③ Among six important proposals for the evaluation of combined noises, Dominant Source Model showed better agreement with the reported annoyance of the subjects. It also showed better applicability to the social survey data of community noises.

1. 序 論

A. はじめに

近年の騒音評価研究のなかで等価騒音レベル (L_{Aeq}) の有効性が広く認められ、 L_{Aeq} およびこれを基礎尺度とする評価法が、単に研究上のみならず行政上においても最も重要な騒音評価指標として採用されるようになった。一般に L_{Aeq} は、同一種の騒音の評価尺度としては他に優れた適合性を示すことが多い。しかし、異種騒音の統一的評価尺度として問題のあることは、つとに1960年代以来、多くの研究者によって指摘されてきた。一方、近年の都市環境において自動車騒音の増大は著しいものがあり、多くの騒音現場において自動車騒音との重合を考えずに、他の騒音の評価をすることが不可能となりつつある。このような事態を背景として、複合騒音の評価法の確立が強く求められるようになっていく。¹⁾

この研究の目的は、上述の通りの先進諸国における研究の趨勢を踏まえて、自動車騒音を背景

音とする各種交通騒音の複合環境の評価方法を求めようとするものである。著者は1983-84年に文部省在外研究員として Institute of Sound and Vibration Research, the University of Southampton (ISVR) に滞在して、上記課題の実験的研究を行った。その後1984年以降室蘭工業大学において同じ課題の実験を続けている。この小論はこれら一連の実験を総括するものである。

B. 模擬居間実験室による実験の手法

模擬居間実験室におけるこの一連の実験は、従来の無響室における聴感実験と基本的に異なる考え方によっている。従来の聴感実験においては、聴覚にかかわる刺激-反応の関係を純粹かつ厳密に求めようとする姿勢が基本となっている。一方、模擬居間実験の目的は、日常生活の中における人間の騒音反応を、より概括的、工学的に把えようとするところにあり、窮極的には社会調査との整合を期待している。換言すれば、従来の聴感実験と社会調査との連結を目的としているといえる。以下、この手法の具体的な特徴を述べる。

i. 実験室

実験室においては、日常生活を出来るだけ忠実に再現することを目指している。音響的に外部空間と隔離し、かつ、コントロールルームにより正確な音場制御をすることは従来の方法と変わらないが、下記の諸点が特徴的である。

- ①日常の家具・調度を置く。
- ②擬窓を設ける。
- ③内装を一般住宅と同様にする。
- ④スピーカを天井・壁に隠蔽する。

ii. 音源

スピーカシステムにより現実音を再生し、かつ、コントロールルームにおいて音響的・視覚的にモニターすることは従来の方法と変わらないが、以下の特徴を有する。

- ①家屋による外部騒音の減衰を考慮し、音圧レベルのみならず、周波数特性についても補正・加工する。
- ②音圧レベルの大小とレベル変動の大小を整合させる。音圧レベルの大きな音は音源に近いところで収録した騒音を使用するので、一般にレベル変動も大きくなる。
- ③音源の種類とスピーカ位置を工夫する。航空機騒音は天井隠蔽スピーカから、交通騒音は壁隠蔽スピーカから再生する。

iii. 実験方法

実験方法に関する主な特徴は以下の通りである。

- ①被験者に日常生活における態度を再現させるように工夫を行う。多くの場合、読書・あみもの等の無音の日常生活行為を行わせ、態度の水準を整える。

- ②長時間暴露を行う。10分～30分の長時間同一刺激に暴露して、日常生活における騒音反応を抽出しようとする。
- ③Home Question を使用する。
- ④評価用語に Annoyance を使用する。模擬居間実験によって得られる不快感は Perceived Noisiness の一種であるが、被験者への教示においては Annoyance を用い、より強く被験者の不快感反応を抽出しようとする。
- ⑤評価尺度には両端にラベリングした単極数値尺度を使用する。さらに、社会調査との比較をするために、実験終了時に、被験者毎に "a little annoying, moderately annoying, very annoying" の評価用語を尺度上に位置づけさせ (Calibration), % Highly Annoyed の算出に使用する。

C. 用語の定義

この論文で使用する主要な用語の定義は以下の通りである。

- ①不快感：音によって生じる不快感には、音そのものに起因する不快感（聴覚的要因の不快感）と、音に随伴して生じる不快感（非聴覚的要因の不快感）がある。Noisiness が前者を限定して意味するのに対して、Annoyance は両者を包含した総体的な不快感をいう。したがって、一般に実験室においては Noisiness の測定が可能であり、これに対して Annoyance は社会調査においてはじめて測定することが出来るものとされている。模擬居間実験室において測定することの出来る属性は Noisiness の 1 種であり Annoyance そのものではない。しかしながら、模擬居間実験の究極的目的は現実の騒音環境の再現にあるので、その教示には Annoyance・うるささを使用して、より現実的状况に近い被験者の不快感反応を抽出しようとしている。この論文で使用している不快感も模擬居間実験の環境の下で再現される不快感を限定的に意味している。C.G. Rice はこれを reported annoyance と呼んでいる。
- ② Home Question, Home Annoyance：模擬居間実験の教示においては、被験者に単に騒音に対する不快感を求める方法と、『自宅の居間でくつろいでいるときにこの音がずっと続いていることを想像して』不快感を評定することを求める方法がある。前者を Laboratory Question といい、後者を Home Question という。Home Question で得られる不快感反応を Home Annoyance という。
- ③ SSV : Subjective Scale Value. 被験者の評定尺度上の評定値、および、その統計的平均値。
- ④ Total Annoyance, Total L_{Aeq} ：複合騒音の評定は、複合騒音全体に対する不快感と、複合騒音を構成する要素の個別騒音に対する不快感の 2 つについて求めることが出来る。前者を Total Annoyance といい、そのレベルを Total L_{Aeq} であらわす。これに対して後者を Source Specific Annoyance といい、その個別騒音のみのレベルを Source Specific

L_{Aeq} であらわす。

- ⑤ラベリング：評定尺度の両端あるいはその間の任意の位置に評定用語をあてはめること。
- ⑥ Calibration：評定尺度法には数値尺度を使用する方法と、カテゴリー尺度を使用する方法がある。前者には数値で示される尺度の等間隔性を期待するのに対して、後者には間隔の絶対レベルの再現性を期待している。Calibration とは、数値尺度にカテゴリー化した感覚の絶対レベルを対応させることをいう。
- ⑦ % Highly Annoyed：一般の騒音の不快感を求める社会調査においては、“Not at all annoying, a little annoying, moderately annoying, very annoying, extremely annoying” などのカテゴリー尺度を使用する。このカテゴリーによる評定値を数値化する方法の1つとして、very annoying, extremely annoying の評定数のパーセンテージを使用することが多い。この比率を % Highly Annoyed という。
- ⑧ L_{Aeq} ：等価騒音レベル (Equivalent Sound Level)。変動する騒音の評価法として使用されるもので、騒音エネルギーの時間平均をデシベル表示したもので、下式の通り定義される。

$$L_{Aeq} = 10 \log_{10} \left(\frac{1}{T} \int_0^T 10^{L(t)/10} dt \right)$$

ここに、T：観測時間

$L(t)$ ：時刻 t における騒音レベル (dBA)

2. 実験 I —異種騒音の単独評価 (ISVR)

A. 実験の目的

既述の通り、 L_{Aeq} は騒音の評価尺度、あるいは、その基礎尺度として他に優れた尺度であることは、既に周知の事実となっている。しかしながら、異種騒音の不快感の統一的尺度として L_{Aeq} を採用した場合、その適合性にしばしば疑義が持たれている。実験 I の目的は、模擬居間実験室の環境の下で、典型的な異種交通騒音の不快感を L_{Aeq} によって統一的に評価することが可能であるか否かを検証することである。もし、これらの異種騒音の不快感が L_{Aeq} によって統一的に評価することが可能であれば、 L_{Aeq} を積極的に採用することが出来る。しかし、もし、これら騒音の不快感が L_{Aeq} によって一義的に評価できないことが明らかとなれば、新たな複合騒音の評価尺度を求める研究が必要となるわけである。

B. 実験の手順

実験 I は、典型的な交通騒音である自動車騒音・航空機騒音・鉄道騒音の3種の騒音を模擬居間実験室においてそれぞれ単独に再生して、被験者にその不快感を評価せしめるものである。実験は ISVR の模擬居間実験室 Simulated Domestic Living Room において行われた。図-1はこの

実験室の平面である。

実験は以下の手順で行った。

- ① General Instructions による実験目的の説明
- ② 実験参加の合意書の記入
- ③ メディカル・チェックリストの記入
- ④ 聴力測定
- ⑤ 実験の教示
- ⑥ 実験
- ⑦ 評定用語の Calibration

① General Instructions では、実験目的の概要と、実験音・実験方法の概要を述べ、同時に実験に危険が伴わないことを被験者に教えて、平静な気持で実験に臨むよう工夫している。②実験参加の合

意書は ISVR で行う多くの実験に共通して使用しているもので、被験者が実験に任意参加したものであることと、いつでも実験を中止する権利を持っていることを認識して、被験者自身の立場を明らかにすると同時に、将来万一法的トラブルが生じた場合に備えている。③メディカル・チェックリストも ISVR の共通様式で、聴力に生理的障害の無いことと、一時的な体調のくずれ（風邪）をチェックしようとするものである。④聴力測定は ISVR の聴力測定ブースで実施した。ベケー式のアウディオメーターで125～8,000Hz の10オクターブのそれぞれにつき ISO 基準の等価最小可聴音圧レベル±20dB を合格範囲とした。⑤実験の教示においては、実験時間・実験音・評価方法の具体的な内容を述べると同時に、この実験が模擬居間実験であり、リラックスして持込みの本や備え付けの本を読みながら、日常生活を模擬することを求めている。⑥実験の回答用紙は、両端をラベリングした10段階単極数値尺度で、How annoying would you find the noise you have just heard, if you heard it all the time in your living room in the evening? という教示で Home Annoyance を求めている。また、⑦評定用語の Calibration においては、社会調査の % Highly Annoyed との比較を行う目的で、数値尺度と評定用語の整合を求めている。

C. 被験者・実験音・実験方法

実験に採用した被験者は合計30人で、Southampton 大学の学生および若手研究者である。研究者の多くと学生の一部は聴感実験の経験を有している。また、被験者の国籍は5ヶ国に及んでいるが、外国人は全て長期間のイギリス滞留者であり、言語・生活感覚などイギリス人と際立った差は認められなかった。

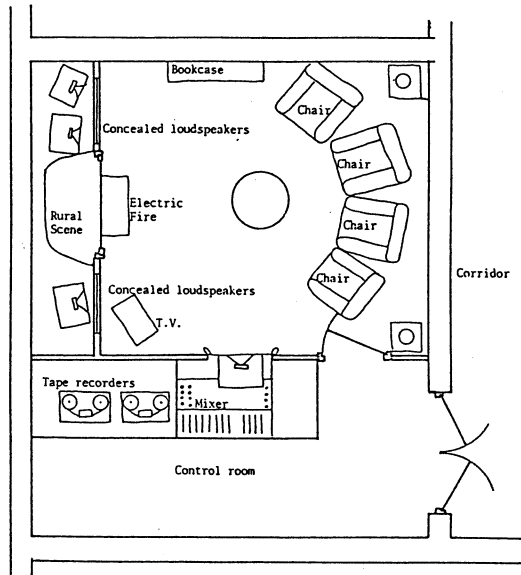


図-1 実験室の平面 (ISVR)

実験音の概要を表－1に示す。音源の種類は、自動車騒音・航空機騒音・鉄道騒音の3種である。自動車騒音・鉄道騒音については、ISVRに保存されている録音テープのうちから、目的に適うものを選定した。航空機騒音については、ヒースロー空港近傍で新たに収録した。

交通騒音のレベルと変動には密接な関係があり、一般に

音源に近くレベルの高い騒音は立上り・立下りが急でレベル変動が大きい。したがって、同一の音源テープを増幅・減衰させることではレベルの再現は不十分である。呈示レベルの高い騒音には、音源に近い位置で収録したテープを採用し、呈示レベルの低い騒音には、これに応じて、遠距離で収録したテープを使用する必要がある。この点の配慮の結果、表－2に記載した実験音を決定している。

実験音の呈示レベルは、3種の音源それぞれ35, 44, 53, 62, 71 L_{Aeq} とした。したがって実験音の数は3種×5レベル＝15音である。1つの実験音の継続時間は10分とし、自動車騒音にあっては連続的に、航空機騒音・鉄道騒音にあっては5回/10分間の出現頻度とした。

実験音の呈示順序は、Incomplete Factorial Design によった。これは Southampton 大学数学科の統計数学者 Dr. John のプログラムによるもので、Carry-over Effect を最大限に相殺する目的で15行5列のマトリックスを組んだものである。被験者30名を2名ずつ15群とし、各群にこのマトリックスの1行を評定せしめた。したがって各被験者は、継続時間10分の騒音を5回づつ評定したわけである。

D. 実験結果

実験は順調に進行し、被験者のうち、教示に従う評定作業に困難を申告した人はいなかった。しかし、模擬居間実験における評定値の分散は、一般の聴感実験にくらべてかなり大きいことが特徴的である。15の実験音についての評定値の標準偏差の平均は、SSV 1.456であり、自動車騒音のそれは1.393、航空機騒音のそれは1.440、鉄道騒音のそれは1.534であった。

しかしながら、騒音レベルと評定値の間には明らかな相関がある。図－2は音源の種類別に評定値の平均のSSVと L_{Aeq} の相関を示したものである。騒音種類別にみるとSSVと L_{Aeq} には一次の相関が明らかに認められ、検定結果もこれを裏付けている。しかし、その相関には音源別に

表－1 実験音の概要（実験Ⅰ，Ⅱ）

種 類	自動車騒音	航空機騒音	鉄道騒音
L_{Aeq} 35 dB 44 dB	NASAテープ。 高速道路から 遠く離れて収録 レンジ：20 dBA	ヒースロー近く のハム島で収録 旅客機 5回 頭上飛行	ウィンチェスターの 国鉄線路より 100m で収録。電車・ディー ゼル車 5回通過
L_{Aeq} 53 dB	ECテープ。 高速道路T 2より 72mで収録 レンジ：30 dBA	同上の空港近く で収録 旅客機 5回 頭上飛行	同上。 線路より 50mで収録 電車・ディーゼル車 計 5回通過
L_{Aeq} 62 dB 71 dB	ECテープ。 高速道路T 2より 35mで収録 レンジ：40 dBA	ヒースロー空港 近傍で収録 旅客機離陸 3回 着陸 2回	同上。 線路の近傍で収録 電車・ディーゼル車 計 5回通過

組織的な変化があり、中高レベル部でこれらの SSV に大きな相違が認められる。分散分析の結果、自動車騒音と航空機騒音の 62 dBA および 71 dBA の 2 対のデータに 5 % 水準で有意差が認められた。

音源別の SSV の相違は、% Highly Annoyed を算出することで、より明瞭になる。既述の通り、実験の最後の手順で、被験者の評定の数値尺度と評定用語の Calibration を行っている。この“very much annoyed”にあてられた数値以上の評定値をもとに模擬居間実験における % Highly Annoyed を算出した。図-3 は音源別の % Highly Annoyed である。騒音の不快感が音源の種類によって、同じ L_{Aeq} であっても、大きく異なることが明瞭となる。

なお、実験結果について、国籍別と熟練度別の分析を試みた。実験データの少ないこともあり、精度の高い分析は出来なかったが、国籍や熟練度による実験値の有意差を検出することは出来なかった。

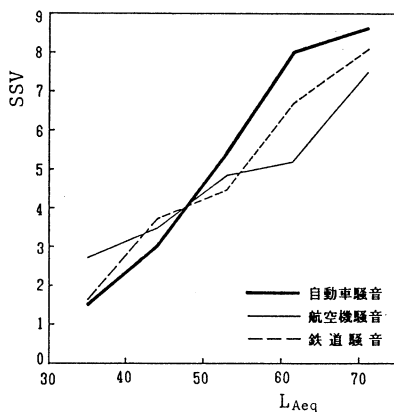


図-2 実験結果 (実験 I)

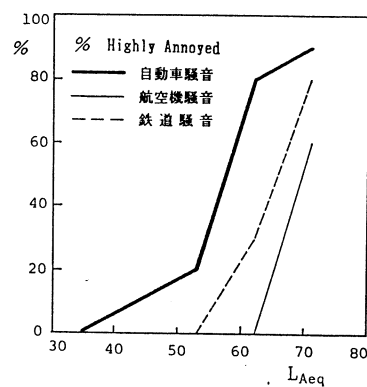


図-3 評定の % Highly Annoyed (実験 I)

E. 考察

以上、自動車騒音・航空機騒音・鉄道騒音を音源とする異種騒音の不快感の評定実験を模擬居間実験の手法によって行った。これらの騒音のそれぞれについては、SSV- L_{Aeq} の明らかな相関が認められた。しかしながら、その相関関係は音源別に組織的に異っており、 L_{Aeq} で SSV を統一的に予測することの出来ないことが明らかとなった。

さて、既往の諸家の研究から、航空機騒音や鉄道騒音の不快感は、その出現頻度と関係していることが知られている。²⁾しかしながらこの実験においては、実験規模の点から、航空機騒音も鉄道騒音も出現頻度を 5 回/10 分の 1 種類に限定している。したがって、前節で述べた SSV- L_{Aeq} の相関関係も、航空機騒音と鉄道騒音については 5 回/10 分の出現頻度についてのみの相関関係を示すに過ぎず、出現頻度が変われば、その関係も変ることが推察される。

以上の 2 つの事実から、以下の結論を導くことが出来る。

- ①自動車騒音，航空機騒音，鉄道騒音による不快感は L_{Aeq} と良く対応する。
- ②しかしながら，異種騒音の不快感の統一的評価尺度として， L_{Aeq} をそのまま適用することは出来ない。

3. 実験Ⅱ－自動車騒音と航空機騒音の複合評価 (ISVR)

A. 実験の目的

実験Ⅰの結果， L_{Aeq} は自動車騒音，航空機騒音，鉄道騒音のそれぞれの評価尺度としては有効であるものの，これら異種騒音の統一的評価尺度とはなり得ないことが明らかとなった。このことから，異種騒音の複合状態の不快感の評価には， L_{Aeq} をそのまま使用出来ないことが推論される。そこで，実験Ⅱにおいては，自動車騒音と航空機騒音の複合状態に限定して模擬居間実験を行い，複合騒音に関する刺激－反応の関係を明らかにして，複合騒音の不快感の評価方法の確立に資する知見を得ようとする。

B. 実験方法

実験Ⅱは，実験Ⅰに引続いて，ISVR の Simulated Domestic Living Room で行った。使用した機器も実験Ⅰと同様である。実験の手順は以下の通りである。

- ① General Instructions による実験目的の説明
- ②実験参加の合意書の記入
- ③メディカル・チェックリストの記入
- ④聴力測定
- ⑤実験の教示
- ⑥実験
- ⑦評定用語の Calibration

実験の教示および実験そのものを除いて，すべての詳細は実験Ⅰと同様である。

実験音の種類は航空機騒音と自動車騒音の2種で，使用した録音テープは実験Ⅰで使ったものと同一である。

実験は自動車騒音を暗騒音とし，これに航空機騒音を重畳させることを基本としている。実験音の配列は完全ラテン方格法によった。自動車騒音および航空機騒音の呈示レベルをそれぞれ4レベルとし，これらのすべての組合せの16種の複合音を実験音の総数とした。自動車騒音の呈示レベルは35, 42, 49, 56 dB L_{Aeq} ，航空機騒音の呈示レベルは0, 40, 50, 60 dB L_{Aeq} である。

これらの実験音の組合せは以下の方法によった。まず，自動車騒音を1次単位とし 4×4 の完全ラテン方格をつくる。つぎに航空機騒音を2次単位とし，これを同じく 4×4 のラテン方格に配置し，1次単位の各成分に重畳させて16行16列のマトリックスを構成した。

被験者は ISVR の学生および若手研究者16人とした。各被験者にはそれぞれ16のすべての実験

音（複合音）を評定させた。1つの実験音の継続時間を10分とし、日を置いて8音づつ2回の実験を行わしめた。1回の実験にあたっては4音（40分）の評定ののち、10分の休憩時間を設け、続いて次の4音の評定を行わせた。被験者には2回の実験終了後、拘束時間に見合う5ポンドの謝金を支払った。

評定はそれぞれの複合騒音を聞いた後に、①騒音全体の不快感、②航空機騒音の不快感、③自動車騒音の不快感を、それぞれ両端にラベリングした0～9の10段階数値尺度に記入せしめるものである。評定の形式は、実験Ⅰと同じく Home Question である。

C. 実験結果

実験の結果、16種の実験音についての評定値の標準偏差はSSV 1.684であり、全体の不快感についてのそれぞれは1.723、航空機騒音のそれは2.019、自動車騒音のそれは1.311であった。

さて、この実験の具体的課題は、複合騒音全体の不快感 Total Annoyance をその全体のレベル Total L_{Aeq} によって評価出来るか否か、また、それが不可能の場合には、個別騒音の不快感 Source Specific Annoyance に基づいて、いかにして正確に評価するかである。

実験結果から、まず個別騒音に関する刺激-反応の関係を見る。図-4は複合状態における自動車騒音の Source Specific L_{Aeq} と Source Specific Annoyance の関係を示すものである。自動車騒音の Annoyance はこれに重畳する航空機騒音のレベルにほとんど関係なく、きれいに一次的相関を示している。一方、航空機騒音については、重畳する自動車騒音のレベルの影響が認められ、自動車騒音の35, 42 dB L_{Aeq} と49, 56 dB L_{Aeq} との結果が異なっていることが明らかとなった。そこで、自動車騒音45 dB L_{Aeq} を境界として刺激-反応の関係をまとめたも

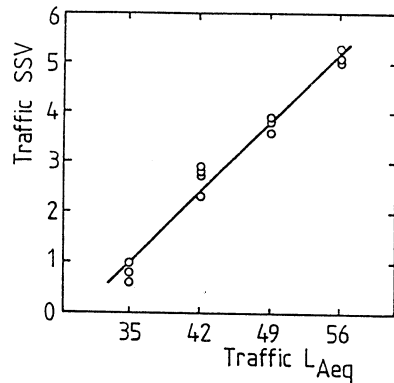


図-4 自動車騒音の Source Specific Annoyance (実験Ⅱ)

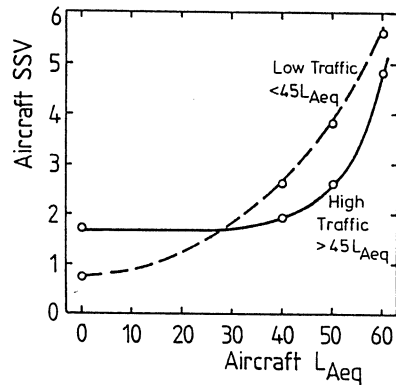


図-5 航空機騒音の Source Specific Annoyance (実験Ⅱ)

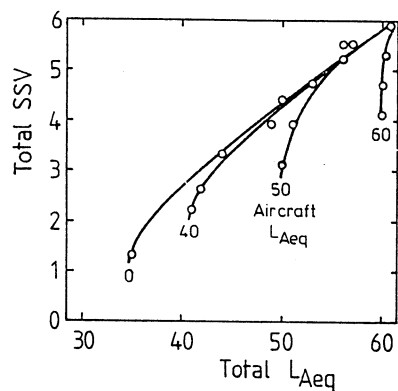


図-6 Total Annoyance と Total L_{Aeq} (実験Ⅱ)

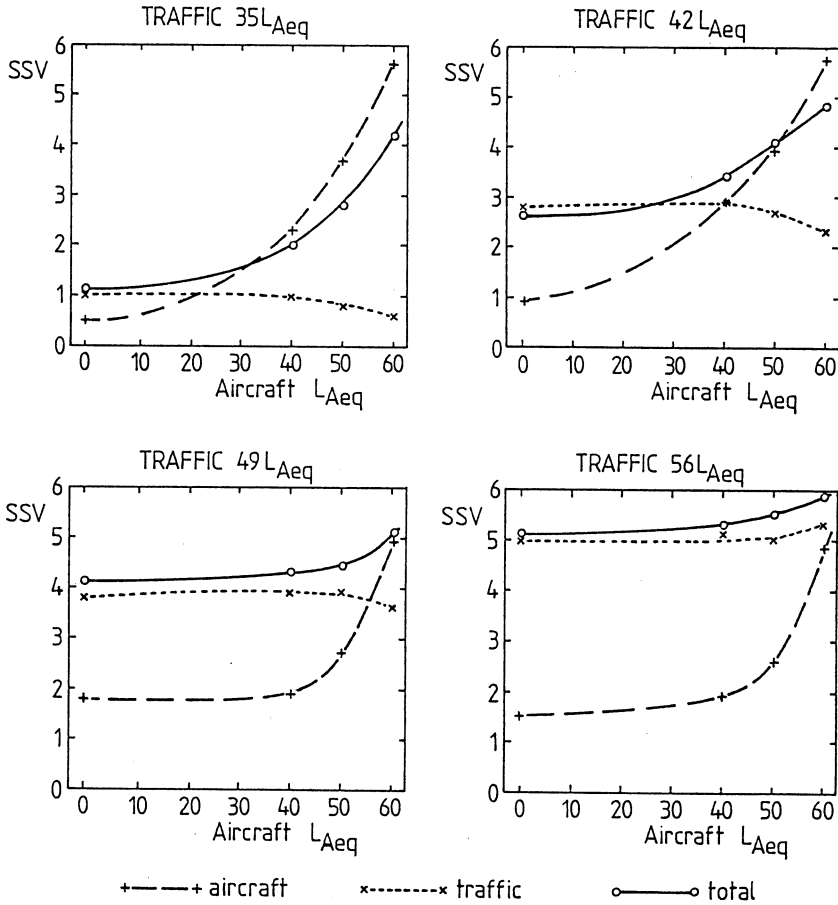


図-7 Total AnnoyanceとSource Specific Annoyance (実験Ⅱ)

のが図-5である。社会調査においてしばしば指摘される航空機騒音の不快感に対する暗騒音レベルの影響、すなわち、暗騒音レベルの上昇とともに航空機騒音の不快感が過小評価されるという事象と同じ結果を示している。

図-6は騒音全体に関するもので、Total L_{Aeq} とTotal Annoyanceの相関を示している。この図はパラメータとして航空機騒音レベルをとっているが、自動車騒音レベルをパラメータとしても、当然のことながら、データの分散は変わらない。

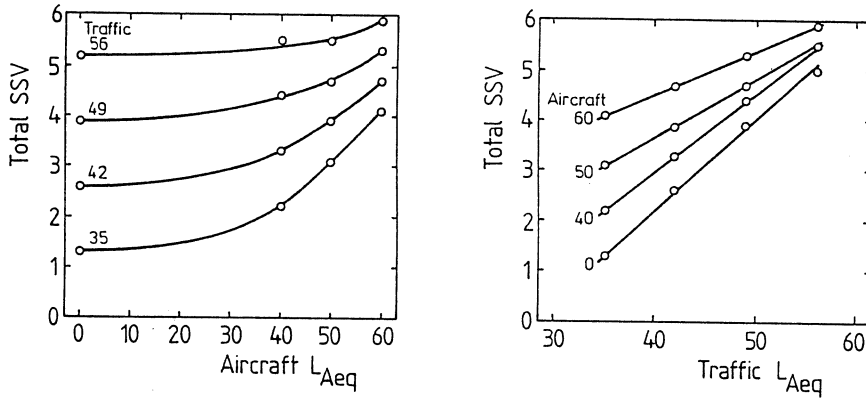
図-7は、自動車騒音、すなわち、暗騒音の L_{Aeq} 別にTotal AnnoyanceとSource Specific Annoyanceを示したものである。

これらの実験結果から以下のことが明らかとなる。

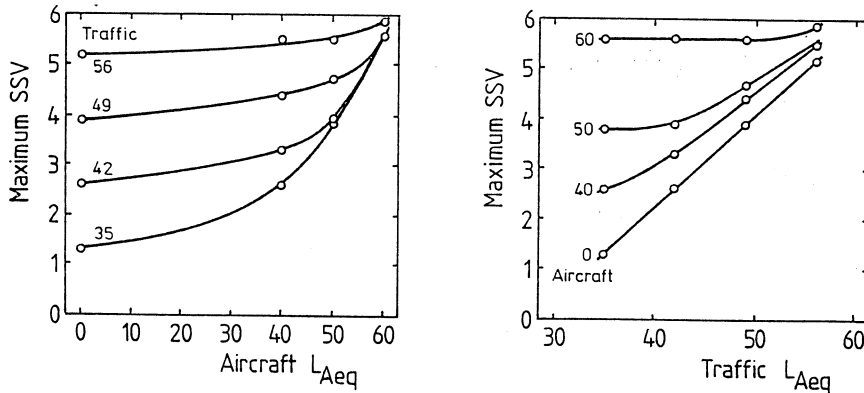
- ①全体の不快感Total Annoyanceは個別騒音のレベルに複雑な影響を受ける。
- ②Total Annoyanceは、暗騒音レベルの高い領域においてはSource Specific Annoyanceの加算化

の傾向を示すが、暗騒音レベルの低い領域ではこの傾向はなくなり、Source Specific Annoyance の平均化の傾向を示す。

- ③航空機騒音の Source Specific Annoyance は、暗騒音レベルの高い領域で抑制される傾向を示す。
- ④自動車騒音の Source Specific Annoyance には航空機騒音の影響は少ないが、航空機騒音レベルが自動車騒音レベルを上廻ると、僅かながら抑制される傾向を示す。



図一 8 Total Annoyanceの予測モデル (実験Ⅱ)



図一 9 Maximum Annoyanceの評価モデル (実験Ⅱ)

D. 考察

前節の結果から、複合騒音の Total Annoyance は単に Total L_{Aeq} によるのみでは予測することが出来ず、また、個別騒音のレベルと複雑に関係していることが明らかとなった。そこで、Total Annoyance を個別騒音レベルによって表現する試みを行い、図一 8 を得た。これは、自動車

騒音と航空機騒音の個別のレベルをパラメータとして Total SSV をプロットし、そのスプラインラインを引いたものである。Total SSV とパラメータとは組織的な関係を示しているものの、完全なモデルとして完成しているものではない。しかし、今後のモデル化への有効な知見を提示している。

さて、既往の社会調査において、複合騒音環境の全体的評価が、その Total L_{Aeq} ではなく、卓越する音源のレベルに基づくとする知見がある。この知見は必ずしも研究者の間で疑義なく認められているものではないが、今後の研究展開に重要な示唆を与えるものである。

図-9 は、上記の知見にしたがって、複合騒音の各レベルにおいて、その状態での Source Specific Annoyance のうち最も不快なもの (Maximum SSV) をもってその騒音環境を代表するものとして、要素の騒音の L_{Aeq} との相関を求めたものである。C. G. Rice はこれを Dominant Source Model (卓越音源モデル) と命名している。³⁾ モデルの適合性については後に検討するが、将来の研究のための重要な知見としてここで整理、記述しておきたい。

4. 実験Ⅲ—異種騒音の単独評価（室蘭工大）

A. 実験の目的

実験Ⅲの主たる目的は、ISVR において実施した実験Ⅰと同じく、異種騒音の不快感を L_{Aeq} によって統一的に評価することが出来るか否かを検証することである。同時にこの実験では、欧米における模擬居間実験の手法が日本においても等しく可能となるか、また、この方法で得られる知見に普遍性があるのか否かを検証しようとしている。

B. 実験方法

図-10は室蘭工大の模擬居間実験室の平面概要で、ISVR の模擬居間実験室におおむね準ずる構造をしている。しかし、スピーカは隠蔽されておらず、吸音力も大きめである。

実験に使用した音源の種類は航空機騒音および自動車騒音の2種で、その呈示レベルをそれぞれ4水準とし、あわせて8種の実験音を8×8完全ラテン方格を用いて、2人ずつ8群計16人の被験者に評価せしめた。実験の手順は以下の通りである。

- ①実験の概要および目的の口答説明 (General Instructions)
- ②実験の教示
- ③実験音1～4の評定
- ④休憩 (10分間)
- ⑤実験音5～8の評定
- ⑥ Calibration

表-2は、実験音の概要を示すものである。録音はすべて野外で行った。そこで、実験室での再生にあたっては家屋による減衰を考慮して、JIS 1419『建築物の遮音等級』に規定された基準

周波数特性 (D 曲線) にもとづいて周波数補正を行った。1つの実験音の継続時間は10分間とし、自動車騒音は連続的に、航空機騒音は2回/10分の出現頻度とした。

表-2 実験音の概要 (実験Ⅲ, 実験Ⅳ)

騒音種別	実験用レベル (LAeq)	音源	時間特性	備考
航空機	32,42 dB	B 747 SR 離陸時	ピーク-10dB で 19 秒	航路側方 300 m 機体へ最短 350 m
	52,62 dB	B 747 SR 着陸時	ピーク-10dB で 8 秒	航路直下 200 m 機体へ最短 200 m
自動車	35,45 dB	4車線国道より 100 m	変動レンジ 10dB	183 台/時 大型車混入率 7.4 %
	単独評価 52,62 dB	2車線国道より 10 m	変動レンジ 15dB	344 台/時 大型車混入率 20.4 %
	複合評価 55,65 dB			

被験者は室蘭工業大学学生で、聴感実験の経験を有していない。評価尺度は、1～10の10段階単極数値尺度とし、その両端に『全然うるさくない』と『我慢できないくらいうるさい』という用語をラベリングした。

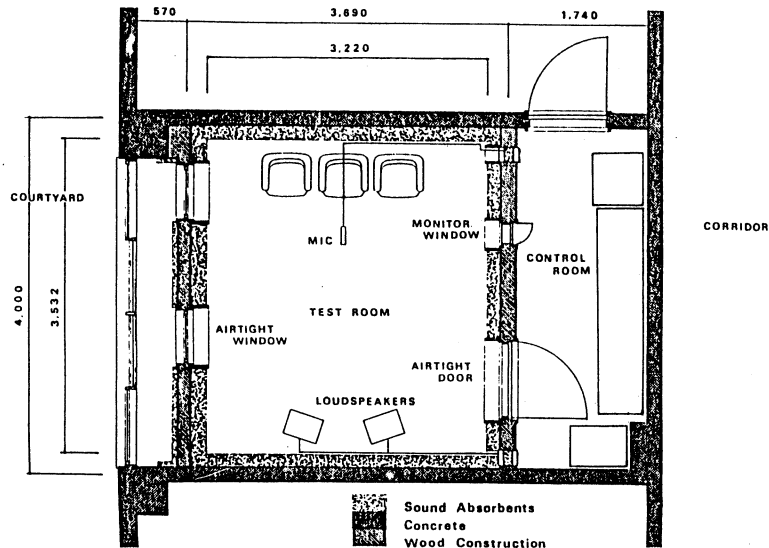


図-10 実験室の平面 (室蘭工大)

被験者にはくつろいで新聞・雑誌の黙読することを指示した。実験完了後、%Highly Annoyed の算出のため、『少しうるさい』、『ほどほどにうるさい』、『非常にうるさい』の評価用語を、10段階尺度へあてはめさせた (Calibration)。被験者には、拘束時間に見合う500円/時間の謝金を支払った。

C. 実験結果

図-11は、この実験の結果で、被験者全員の評定値の平均と騒音レベルの相関を示したものである。一般の聴感実験に比べて評定値の分散は大きい、その平均値はきれいな直線性を見せている。T検定の結果、航空機と自動車のSSVの平均値には、52 dBで5%水準、それ以下のレベ

ルで1%水準で有意差が認められた。図-12, 図-13は, 回帰直線とその95%信頼区間, および評定値の95%信頼区間を示す。回帰検定の結果, 航空機騒音・自動車騒音ともに直線性の有意性が認められた。なお, ロジスティック曲線への回帰を見たが, この変域においては, ロジスティック回帰の優位性は認められなかった。

図-14は, 両騒音に関する回帰直線の95%信頼区間を比較したものである。 L_{Aeq} が航空機騒音・自動車騒音それぞれの不快感の評価尺度とはなるものの, これら異種騒音の統一的评价尺度とはならないことを示している。

D. 考察3

表-3は, NASA および ISVR で行われた同種の実験の一覧である。実験の中には単独評価実験と複合評価実験の両方を行っているものもあるが, この場合単独評価実験の結果のみを比較の対象とした。これらの実験はすべて, ①模擬居間実験で, ② Home Question により, ③0~9 Annoyance 尺度で, 騒音の不快感を求めている。以下にこれらの実験結果の比較を行いたい。なお, 比較にあたっては欧米の0~9尺度によるSSVは, 本実験の1~10尺度の値に置換している。

航空機騒音については, 同じ L_{Aeq} レベルであっても, 飛行の出現頻度がその Annoyance に影響する。

そこで, 本実験と同程度の頻度のものと, これとは異なる頻度のものに分けて, 図-15, および図-16に比較した。ハッチ部は, 本実験の回帰直線の95%信頼区間である。出現頻度の類似しているものは, その Annoyance 評価が極めて良く整合しているのが判る。

図-17は, 同様に自動車騒音に関する諸家の実験の比較である。自動車騒音についてはすべて連続的に変動させているので, 一括して比較が可能である。Largeの1例を除いて, その傾向は良く類似しており, この種の実験の妥当性と普遍性を示唆している。

以上, 航空機騒音と自動車騒音の単独評価に関する模擬居間実験を行い, 諸家の同様の実験結果と比較して考察した。この結果, 以下の結論を導くことが出来る。

①模擬居間実験の手法は普遍的に成立するとする論拠が得られた。

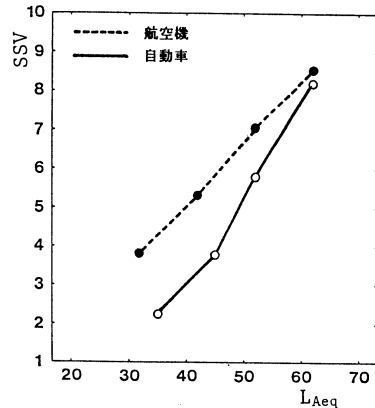


図-11 実験結果 (実験Ⅲ)

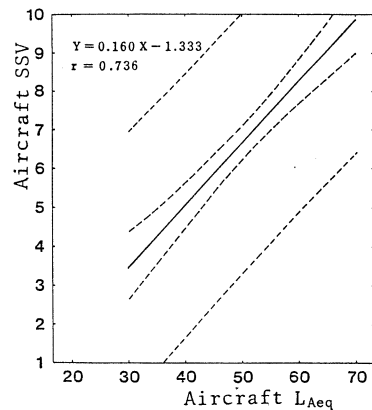


図-12 航空機騒音のSource Specific Annoyance (実験Ⅲ)
一回帰直線、その95%信頼区間及びSSVの95%信頼区間

②自動車騒音, および, 航空機騒音の不快感のそれぞれは L_{Aeq} と良く対応する。

③しかしながら, これらの騒音の統一的評価尺度として, L_{Aeq} をそのまま適用することは出来ない。

5. 実験Ⅳ—自動車騒音と航空機騒音の複合評価 (室蘭工大)

A. 実験の目的

実験Ⅳの目的は, ISVR で行った実験Ⅱと基本的に同じである。実験Ⅰおよび実験Ⅱにおいて, L_{Aeq} は異種交通騒音のそれぞれの評価尺度としては有効であるものの, これら異種騒音の統一的評価尺度とはなり得ないことが明らかとなった。そこでこの実験においては, 自動車騒音と航空機騒音に関して, 刺激—反応の関係をより明瞭に浮彫りにして, 複合騒音の不快感の評価方法を求めようとするものである。

B. 実験方法

実験Ⅳは, 実験Ⅲに使用したそれぞれ4水準の航空機騒音と自動車騒音を組合せた16の複合騒音を実験音として, 複合評価の実験を行うものである。実験音は, Carry-over Effect を相殺するため, 実験Ⅱと同様に, 自動車騒音を1次単位, 航空機騒音を2次単位として, ラテン方格を用いて組合せて16行16列のマトリックスに配置している。被験者には, 実験規模の関係から,

ラテン方格の最初の8列についての評定を行わしめた。実験の手順は以下の通りである。

①実験の概要および目的の口答説明 (General Instructions)

②実験の教示

実験音1～4の評定

④休憩 (10分間)

⑤実験音5～8の評定

⑥Calibration

本実験においては, 表-4に示す5種類の教示を使用した。一般に社会調査においては, まず騒音全体の不快感 (Total Annoyance) を聞き, 後に航空機・自動車などの個別騒音の不快感

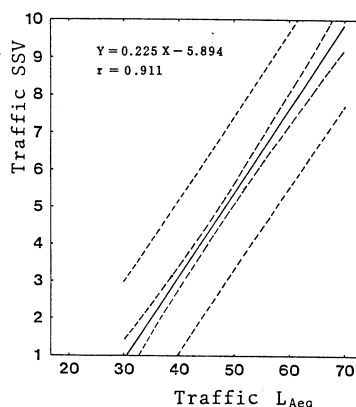


図-13 自動車騒音のSource Specific Annoyance (実験Ⅲ)
一回帰直線、その95%信頼区間及びSSVの95%信頼区間—

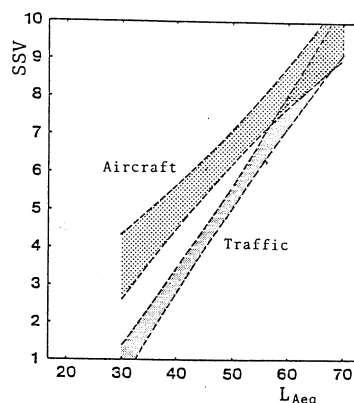
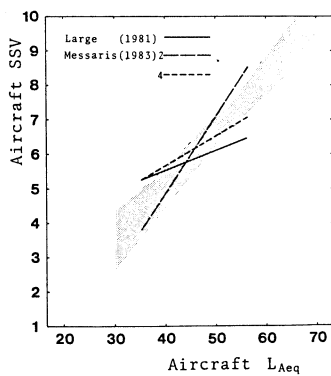


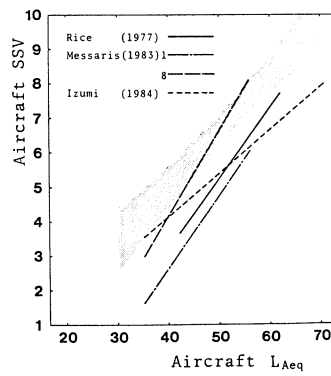
図-14 自動車騒音と航空機騒音のSSVの比較 (実験Ⅲ)
一回帰直線の95%信頼区間—

表－3 比較した実験の一覧（実験Ⅲ）

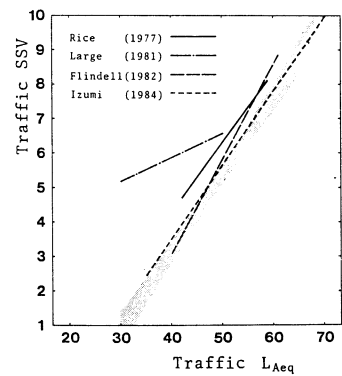
研 究 者	C.G.Rice ²⁾ 1977	J.B.Large ⁴⁾ 1981	I.H.Flindell ⁵⁾ 1982	N.G.Messaris ⁶⁾ 1983	K.Izumi ³⁾ 1984
実 験 室	NASA.IER	ISVR.SLR	ISVR.SLR	ISVR.SLR	ISVR.SLR
実 験 音	航空機騒音 自動車騒音	航空機騒音 自動車騒音	鉄道騒音 自動車騒音	航空機騒音	航空機騒音 自動車騒音 鉄道騒音
航空機の頻度	各 種	2回／10 min	——	1,2,4,8回／15min	5回／10 min
暴 露 時 間	25 min／音	10 min／音	5 min／音	15 min／音	10 min／音
被 験 者	9人／音 計16人	16人／音 計48人 学生・教職員・市民	40人／音 計40人 学生・教職員・市民	16人／音 計16人 学生・研究者	15人／音 計30人 学生・研究者
評 定 尺 度	0－9尺度	0－9尺度	0－9尺度	0－9尺度	0－9尺度
実 験 中 の 作 業 など	ブリッジの 競技	休息・読書 あみもの等	自由休息 自由読書	自由休息 自由読書	自由休息 自由読書



図－15 航空機騒音のSSVの諸家比較(1)
(出現頻度の類似しているもの)



図－16 航空機騒音のSSVの諸家比較(2)
(出現頻度の類似していないもの)



図－17 自動車騒音のSSVの諸家比較

(Source Specific Annoyance) を聞くことが多い。Rice は、この質問の順序により評価にバイアスが生じることを論じている。³⁾ しかしながら実験室実験においては、単に順序のみならず、3者を共に聞く場合、被験者に加減の計算意識が生じ、これにより評価にバイアスがかかるおそれが十分に予期される。

そこで本実験では、80人の被験者を16人づつ5群に分け、表－4の通りの5種の教示を与えた。教示B1、B2は『複数質問』で、ISVRにおける実験Ⅱと同じく、同一の複合騒音について3種の評定を行わしめるものである。B1とB2はTotal AnnoyanceとSource Specific Annoyanceについての設問の順序を変えている。これに対して、教示B3、B4、B5は『単一質問』であり、被験者各人には1種の質問のみを行い、被験者を3群用意してTotal AnnoyanceとSource Specific Annoyanceを求めるものである。教示および回答用紙のフォーマットは、実験Ⅲに準じ

ている。

被験者は室蘭工大の学生であり、おおむね実験Ⅲに参加している。

表－4 複合評価実験の概要（実験Ⅳ）

教 示 種 別	教 示 の 内 容	被 験 者 数
複数質問法	B 1：航空機騒音・自動車騒音・騒音全体の順に評価させる。	16 人
	B 2：騒音全体・航空機騒音・自動車騒音の順に評価させる。	16 人
単一質問法	B 3：航空機騒音のみの評価をさせる。	16 人
	B 4：自動車騒音のみの評価をさせる。	16 人
	B 5：騒音全体のみの評価をさせる。	16 人

C. 実験結果

実験結果を分散分析したところ、教示 B 1 と B 2 の『複数質問』による結果には有意差が認められず、これらと B 3, 4, 5 の『単一質問』によるものとの間には有意差を検出した。評定値の分散についてみると、複数質問法による結果と単一質問法による結果の間には明瞭な差は認められなかった。しかし、単一質問法の結果は、①その趨勢が論理的に単独評価実験の結果と矛盾しないこと、②被験者のバイアスが、よりかかり難いと推察されること、③次節以降の各種の分析に、より矛盾なく合致することから、複数質問法に比べて単一質問法の信頼性が高いと判断出来る。したがって、以下各節では、主として単一質問法による結果にもとづいて分析を進める。

D. 考察

図－18、図－19は、複合状態における航空機騒音および自動車騒音の L_{Aeq} とそれぞれの Source Specific Annoyance の相関を示す。それぞれパラメータには他の騒音の L_{Aeq} をとっている。航空機騒音の Annoyance には背景騒音としての自動車騒音の組織的な影響が明らかに出てくる。背景騒音のレベル別に直線回帰を行い、その回帰係数について検定した結果、有意差が認められた。これは、同じ騒音が閑静な地域において喧騒な地域よりうるさく感じられるという一部の社会調査での知見と対応している。

一方、自動車の Source Specific Annoyance には、図－19で明らかなように、航空機の L_{Aeq} による組織的な影響は認められない。分散分析の結果も、これを裏付けており、重畳する航空機騒音レベル別に見た平均値にも回帰係数にも有意差は認められなかった。

以上見た通り、航空機と自動車の Annoyance に交互効果のあることから、Total L_{Aeq} のみによって Total Annoyance が一義的に定まらないことが推論される。図－20は、この事実を本実験の結果によって明らかに示している。

図－21は、Total L_{Aeq} と Total Annoyance の回帰直線とその95%信頼区間、および Annoyance 評定値の95%信頼区間を示す。回帰検定によれば、一次回帰で十分であり、かつ、直線性の成立が認められた。しかし、相関係数は0.657と低く、評価値の95%信頼区間の広さから見ても、

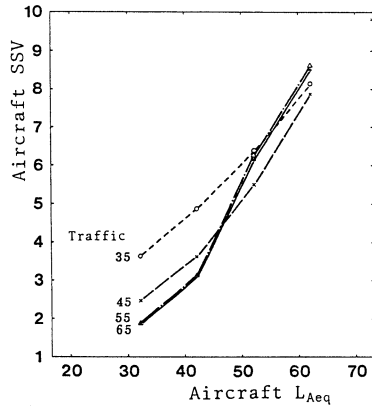


図-18 航空機騒音のSource Specific Annoyance (実験Ⅳ-単一質問)

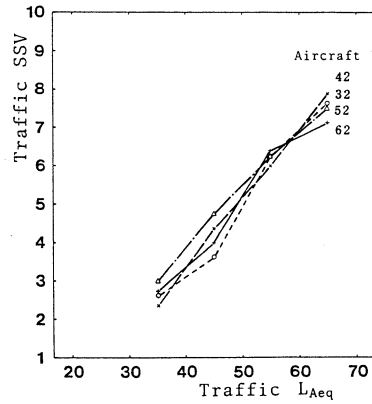


図-19 自動車騒音のSource Specific Annoyance (実験Ⅳ-単一質問)

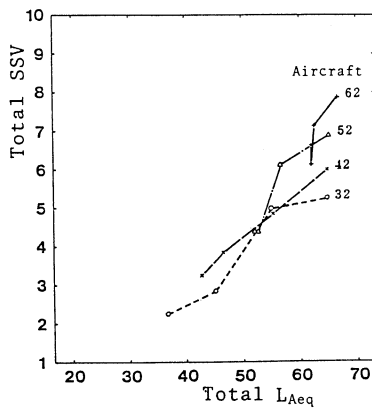


図-20 Total AnnoyanceとTotal LAeq (実験Ⅳ-単一質問)

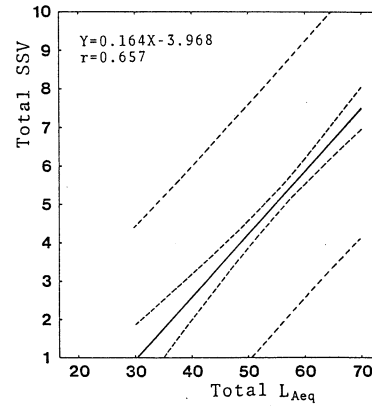


図-21 Total Annoyanceの回帰直線、その95%信頼区間及び評定値の95%信頼区間

Total LAeq のみにて Total Annoyance を予測することには、実効的な意義が小さいと結論せざるを得ない。

6. 総合考察

A. 各種評価尺度の比較と Dominant Source Model

複合騒音の評価とは、複合騒音環境の全体の不快感 (Total Annoyance) を要素の騒音の物理量 (Source Specific LAeq) によって予測することにほかならない。この観点から、1960年代の

複合交通騒音の不快感の評価に関する研究 (1)

表-5 複合騒音の評価モデル

モデル	式	エネルギー効果	異種音源の実効レベル	実効レベルの変化	音源間の交互効果
(1)エネルギー加算モデル	$A_T = f(L_T)$	◎	×	×	×
(2)独立効果モデル	$A_T = \sum_{i=1}^n f_i(L_i)$	◎	○	○	×
(3)エネルギー差モデル	$A_T = f_1(L_T) - f_2(L_1 - L_2)$	◎	×	×	◎
(4)反応加算モデル	$A_T = f(L_T + \sum_{i=1}^n D \times 10^{(L_i - L_T)/10})$	◎	◎	○	○
(5)抑制・加算モデル	$A_T = f(L_T + E)$	◎	◎	×	◎
(6)卓越音源モデル	$A_d = f_{di}(L_{di})$	◎	◎	◎	○

◎ 直接考慮している
○ 間接的に考慮している
× 考慮していない

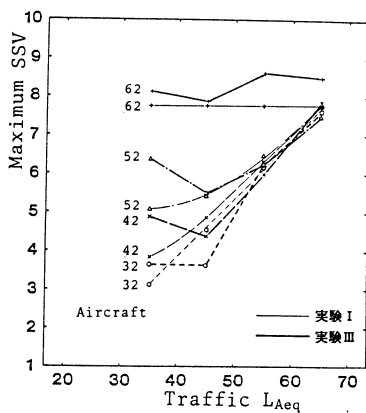


図-22 Maximum SSVとSource Specific L_{Aeq} の比較
(実験Ⅱ・実験Ⅳ)

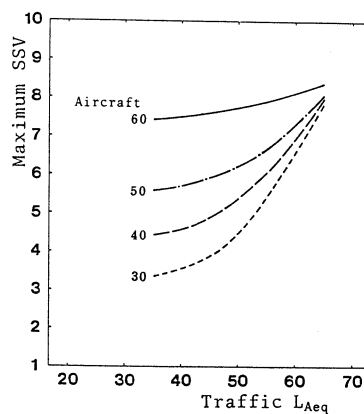


図-23 Dominant Source Model
(実験Ⅱ・実験Ⅳ)

モ デ ル	式	R ²	RMS
エネルギー加算モデル	$A_T = 0.164 L_T - 3.967$	0.431	1.685
独立効果モデル	$A_T = 0.102 L_A + 0.086 L_R - 3.020$	0.455	1.653
エネルギー差モデル	$A_T = 0.188 L_T - 0.053_{DIFF} - 4.629$	0.469	1.632
反応加算モデル	$A_T = 0.166 (L_T + 3.340 \times 10^{(L_A - L_T)/10}) - 4.306$	0.441	1.675
抑制・加算モデル	$A_T = 0.177 L_{T(CORR)} - 4.282$	0.464	1.633
卓越音源モデル	$Ad = \max(A_A, A_R)$ $A_A = 0.053 L_A + 0.003 L_A \times L_R + 3.847$ $A_R = 0.166 L_R - 3.125$	0.587	1.334

さて、実験Ⅳの結果を Dominant Source Model の立場から整理し、実験Ⅱと比較したのが図-22である。国・被験者・設備など実験条件の相違にも拘らず、傾向も絶対レベルも類似している。双方の実験値の分散の大きさを考えると、二者はほとんど同じ結果を出しているということが出来る。図-23は、両実験にもとづいた Dominant Source Model である。

148

複合交通騒音の不快感の評価に関する研究 (1)

尺度による誤差はむしろ大きくなっている。騒音評価の現実的問題は騒音の大きな領域で発生することから見て、Dominant Source Model の優位性は明らかである。実験データは未だ十分ではなく、これのみにて Dominant Source Model を強く主張することは必ずしも妥当ではないが、今後の研究展開のための重要な知見である。

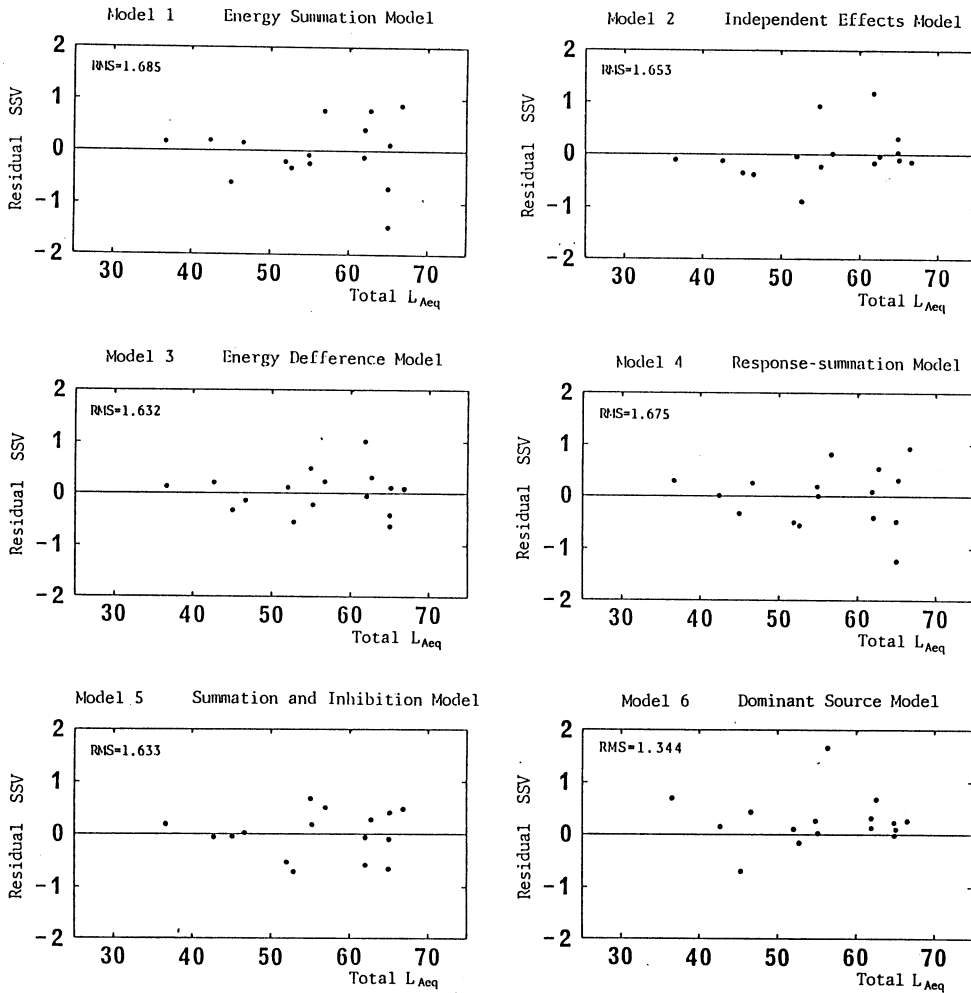


図-24 複合騒音の評価モデルの適合性 (実験Ⅳ一単一質問)

B. 社会調査との比較

以上、模擬居間実験により航空機と自動車の複合騒音の不快感の定量化を試みた。最後にこの実験結果と社会調査との比較を行いたい。

自動車騒音を背景音とする航空機騒音の社会反応を実験室実験での反応と比較する際に、2つの技術的な問題がある。その1つは、背景音の大小が航空機騒音の Annoyance に影響を与える

可否かという問題であり、もう一つは、いわゆる Field-Laboratory Calibration で、実地と実験室における被験者の反応の絶対レベルの差を如何に補正するかという問題である。

まず、第1の問題に関して、実験Ⅳで得られた航空機の Source Specific Annoyance の回帰直線を、背景をなす自動車騒音の大小別に算出したところ、Low Background (Traffic < 45 dB L_{Aeq}) の航空機騒音は、低レベルで High Background (Traffic > 45 dB L_{Aeq}) のそれを明らかに上廻っていた。F 検定の結果、両者の評定値には 1 % 水準で有意差が認められた。

一方、Field-Laboratory Calibration に関しては、Flindell の重要な研究がある。実地と実験室との被験者の反応には、①心理的効果の相違、②家屋の遮音効果、の両者が分離できずに影響するという立場から、数次にわたって、Southampton 市内での住宅の窓外の騒音実測と、居住者の自宅内および模擬居間実験室内での反応測定を行った。この結果、実地と実験室内での Annoyance の補正量として、18 dB L_{Aeq} を得ている。Large は、Flindell の研究を参考にして、イギリスの一般住宅に関する実地—実験室の補正量として 15 dB L_{Aeq} を提唱している。

さて、図-25は、Cooper らによる Heathrow 空港周辺 5 地区 415 人の社会調査の結果の一部である。Cooper らは、特に背景騒音の影響を求めるために自動車騒音のレベルの異なる地区を選定してこの調査を行っている。航空機・自動車・全体のそれぞれの L_{Aeq} と Source Specific Annoyance を求めて、図-25の結果を得ている。一方、図-26は実験Ⅳにおける同じ結果の回帰直線を示したものである。Cooper らの調査が本実験の High Background に相当するので、航空機騒音の回帰直線は High Background

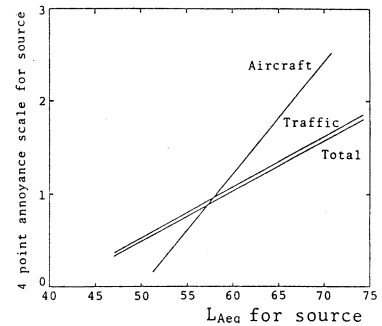


図-25 複合騒音のTotal AnnoyanceとSource Specific Annoyance (Cooperらの社会調査)

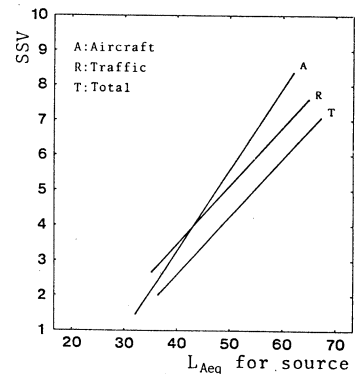


図-26 複合騒音のTotal AnnoyanceとSource Specific Annoyance (実験Ⅳ—単一質問)

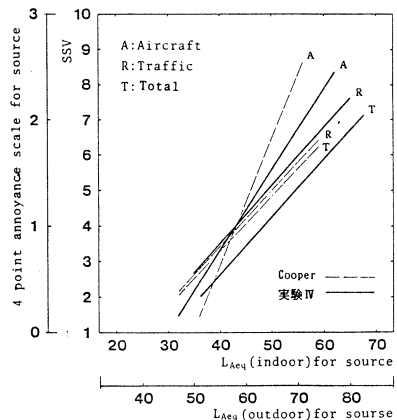


図-27 複合騒音のAnnoyanceに関する実験と社会調査の比較 (Cooperらの調査と実験Ⅳ—単一質問)

複合交通騒音の不快感の評価に関する研究 (1)

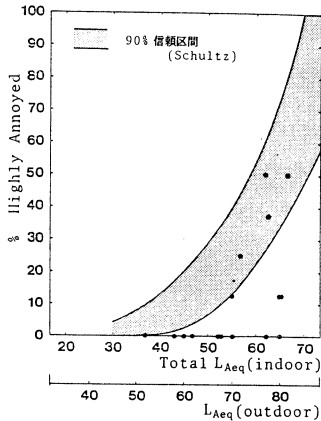


図-28 Total Annoyanceの% Highly Annoyedと社会調査結果との比較
(実験ⅣとSchultzの研究との比較)

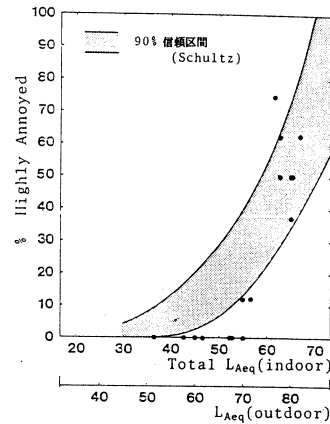


図-29 Maximum Annoyanceの% Highly Annoyedと社会調査結果との比較
(実験ⅣとSchultzの研究との比較)

のものを採用した。図-25と図-26における回帰係数と絶対レベルはかなり良く類似している。Largeの説にしたがって実地-実験室レベル補正を15 dB L_{Aeq} として両者を比較したのが、図-27である。調査と実験という条件の大きな相違を考えると、両者は極めて良く整合しているということが出来る。

Schultz は、先進諸国の社会調査を整理・総括して、社会調査における% Highly Annoyed と L_{Aeq} の発展型である L_{dn} (昼夜等価騒音レベル) の関係を図示し、かつ、データの90%範囲を算出している。¹¹⁾そこでこの知見と本実験の結果を比較するために実験Ⅳの Calibration を行い、Total Annoyance と Maximum Annoyance の% Highly Annoyed を算出した。図-28は Total Annoyance、図-29は Maximum Annoyance を Schultz の90%範囲に載せたものである。模擬居間実験、特に、Dominant Source Model が社会調査とある程度の整合性を示すことが判る。

7. 結 論

以上、Southampton 大学 ISVR および室蘭工業大学において行った一連の模擬居間実験を記述した。以下はこれらの4シリーズの実験を総括して得られた知見である。

①模擬居間実験の方法について

実験室実験と社会調査研究との整合をはかることは、騒音評価研究の重要な課題である。この目的のために開発された模擬居間実験の方法により、アメリカ (NASA)、イギリス (ISVR)、日本 (室蘭工大) において行った実験結果は、きわめて良好な整合性を見せている。また、これらの実験結果は、既往の研究による知見と一致するところが多い。これらのことから、模擬居間実験は将来の騒音評価研究のための有効な方法となり得ることが結論出来る。

②等価騒音レベル L_{Aeq} について

L_{Aeq} は、近年先進諸国において、騒音に関する研究および行政の両面で最も重要な評価尺度として広く使用されている。この一連の実験結果により、 L_{Aeq} は自動車・航空機・鉄道などの個別の騒音の評価尺度として良好な適合性を示すことが追認された。しかしながら、 L_{Aeq} にもとづく刺激－反応の関係は音源の種類によって異なることが明らかとなり、したがって、これらの騒音の統一的評価尺度として L_{Aeq} をそのまま使用できないことが導き出された。

③複合騒音に関する刺激－反応の関係について

自動車と航空機の複合騒音について刺激－反応の関係から、以下の事項を確認することが出来た。

- 1) 自動車騒音の不快感はこれに重畳する航空機騒音のレベルにほとんど影響されない。
- 2) 航空機騒音の不快感はこれに重畳する暗騒音としての自動車騒音のレベルに組織的な影響をうける。すなわち、同じレベルの航空機騒音であっても、暗騒音レベルが高くなるにつれてその不快感は減少する。
- 3) 複合騒音全体の不快感は、全体の騒音レベルのみによっては評価できない。全体の不快感の評価のためには、要素の騒音の個別レベルを考慮した新しい評価方法が開発されなければならない。

④複合騒音の評価方法について

複合騒音の不快感の評価方法については、すでに多くの提案があるが、このうち6つのモデルが重要と考えられる。この一連の実験結果にもとづいて6つのモデルの適合性を検討した結果、モデルの適合性には大差は認められなかった。しかしながら、Dominant Source Model（卓越音源モデル）の有効性が他に比較して良好であり、かつ、社会調査との整合性も良いことが認められた。

複合騒音の不快感の評価方法の確立は、騒音評価研究の重要な課題である。また、実験室実験と社会調査研究との整合も重要な課題である。模擬居間実験の方法はこれらの課題にとってきわめて有効な方法であることが、この一連の実験的研究によって明らかとなった。今後、方法と理論の両面にわたる洗練を重ねて、課題の究明に資して行きたい。

この研究の端緒は Southampton 大学 ISVR における文部省在外研究によっている。

C. G. Rice 氏は、ISVR において実験の便宜を与えていただき、また、貴重な討論をいただいた。N. Messaris 氏は、ヒースロー空港における騒音の収録や実験室の運用についてご協力をいただいた。A. McKenzie 氏は、実験Ⅱの運用に多大のご協力をいただいた。滴草久人君には、実験Ⅲ・Ⅳの運用と解析に多大のご協力をいただいた。ISVR の聴覚研究ユニットおよび室蘭工大建築環境研究室のすべての諸氏には、実験と解析の両面において数々のご協力をいただいた。上記のすべての方々に心から感謝を捧げて小論を終える。

(昭和61年 5 月21日 受理)

参考文献

- 1) 泉 清人：日本建築学会音シンポジウム 27, 1 (1986)
- 2) C. G. Rice : J. Sound Vib., 52, (3) 345 (1977)
- 3) C. G. Rice & K. Izumi : Institute of Acoustics proceedings (1984), 287
- 4) J. B. Large : BAA Report 183, 1 (1981)
- 5) I. H. Flindell : PhD Thesis, Southampton University (1982)
- 6) N. G. Messaris : MSc Thesis, Southampton University (1983)
- 7) E. J. Rathe & J. Muheim : J. Sound Vib., 7, (1) 106 (1968)
- 8) D. W. Robinson : J. Sound Vib., 14, (3) 279 (1971)
- 9) S. M. Taylor : J. Sound Vib., 81, (1) 123 (1982)
- 10) T. J. Schultz : J. Acoust. Soc Am., 64, (2) 377 (1978)
- 11) 泉 清人：日本建築学会音シンポジウム 26, 29 (1985)
- 12) 泉 清人：日本建築学会大会学術講演梗概集, 123 (1984)
- 13) 泉 清人他：日本建築学会北海道支部研究報告集 58, 33 (1985)
- 14) 泉 清人他：日本建築学会北海道支部研究報告集 58, 37 (1985)

室温変動解析における集中定数近似

窪 田 英 樹・鎌 田 紀 彦・鈴 木 大 隆

Thermal Analysis of Building Based on Lumped Constant System

Hideki KUBOTA, Norihiko KAMATA and Hirotaka SUZUKI

Abstract

This paper presents a new approach to predict temperature of building under intermittent heating applying lumped constant system. It shows that three "time constants", calculated from thermal capacities and thermal resistances of the building, characterize the pattern of changing temperature of the building.

The authors give a theoretical basis for applying thermal lumped system to predicting transient temperature of a massive building using Biot number.

This model includes three processes; cooling down and heating up of massive materials (walls and slabs), and warming up of air and furnitures. Cooling process, that is all materials losing heat through windows and outside walls, and by infiltrating air, has a time constant for a curve of mean declining temperature which ranges from 70 to 300 hours. Through heating, the slabs and walls obtain heat from warm air which has been controlled at the set up temperature. A time constant, for a curve of mean rising temperature of these materials, ranges from 10 to 20 hours. This paper will also show that the temperature of air and furnitures rises to set up temperature within about two hours after heating started.

1. 緒 言

ブロックやRC造の建物のような熱容量の大きい建物の熱解析に関しては、コンピュータに頼らざるを得ない、というのが一般的な理解である。しかし、入力から出力に至る途中経過が背後に隠される black box 性の強いコンピュータ解析は、対象を全体的に把握したい場合には必ずしも有効ではない。例えば、計画の初期段階では詳細な定量的解よりも、入出力間の因果関係を把握できる単純な近似解のほうがより必要とされるであろう。室内温熱環境の計画・設計においては、コンピュータの精密性に加えて、近似解の見通しの良さが重要な役割を有する。

本論文は、このような観点から室温変動解析における近似解法を論ずるもので、従来その対象とは考えられていなかったRC造建物に対して集中定数近似を適用する。間欠暖房時の室温変動を例にとり、精度を多少犠牲にした集中定数近似が、対象を単純明快に特徴づけ得ることを示す。

2. 既存の集中定数近似

熱的薄壁（壁厚 δ ）のできた単室建物の室温（ θ ）にかんするインディシャル・レスポンスが下式のように紹介されている。

$$\theta(t) = (1 - e^{-kt})/q \quad (1)$$

ここで k : 室温変動率 $=q/C$,

q : 熱損失係数 $=KF + C_a G$

C : 室の熱容量 $=C_w \delta F/2 + C_a V$

K : 壁の熱貫流率, F : 壁面積

G : 換気量, V : 室容積

C_a, C_w : 空気と壁の容積比熱

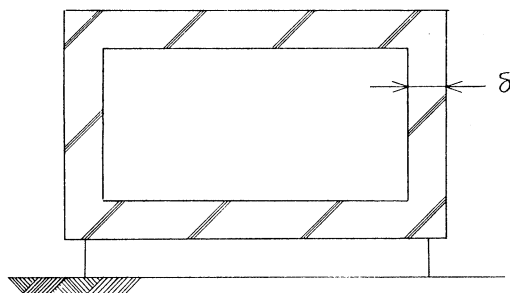


図-1 単層単室モデル

この考え方には次のような問題がある。

- (a) 熱的薄壁に限定され、前田の考えを適用すればRCの壁では厚さ7 cm以下に限られる。
- (b) 間仕切り壁や中間階の床など内部の構造体の熱容量が考慮されていない。
- (c) 外壁の熱容量が1/2考慮されているが、熱伝達抵抗を無視しており、また断熱材の存在で大きく異なる……など。

代表的構造形式に対して室温変動率が例示されており実用性も考慮されていることがうかがえるがあいまいな部分が多い。要するにこのモデルは、初心者に熱現象の概念を説明するのが第一の目的と考えられる。

3. 平板内の温度分布とビオ(B_i)数

流体とその中に置かれた平板の初期温が共に 0°C で、時刻 $t=0$ で流体温がステップ状に 1°C 上昇したとき、平板の温度は上昇するが表面と中心に差が生ずる。この差の最大値はビオ数 B_i に対して図-2のように示されている。

ここで

$$B_i \equiv \alpha \delta / \lambda \quad (2)$$

α : 表面熱伝達率

δ : 代表厚さ(両面が流体の場合板厚の1/2)

λ : 材料の熱伝達率

例えば、コンクリートスラブ20cmの場合（ $\delta=10\text{cm}$ ）、表面熱伝達率が3のとき、 $B_i=0.2$ で表面と中心の最大温度差は9%程度であることが読み取れる。表-1は、スラブ厚さと表面熱伝

達率の組合せに対する B_i 数を示したもので、
() 内に表面と中心の最大温度差を初期温度差に対する割合で示してある。

図-3 は、平板の表面と中心の温度上昇の時間変化を示したものである。この図において時間を無次元化している T は、集中定数近似したときの時定数で次のように定義される。

$$T = C_w \delta / \alpha \quad (3)$$

同図に集中定数近似した時の温度上昇も示してあるが、初期には表面と中心のほぼ中間的な値をとる。従って、表面と中心の最大温度差が約20%もある $B_i = 0.5$ のときでも、集中定数近似との差は10%程度であることが分かる。

B_i 数の0.5という値は、
両面が流体に接するコンクリートスラブ20cmの場合、
熱伝達率が7に対応する。

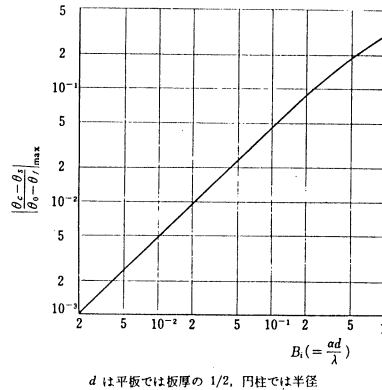


図-2 平板・円柱の表面と中心の最大温度差

表-1 コンクリートスラブにおけるビオ (B_i) 数

		ス ラ ブ 厚 さ (cm)					
		10	15	20	30	40	50
表面熱伝達率 [Kcal / h · m ² · K]	2	0.07 (0.03)	0.107 (0.05)	0.143 (0.06)	0.214 (0.09)	0.286 (0.12)	0.357 (0.14)
	4	0.143 (0.06)	0.214 (0.09)	0.286 (0.12)	0.429 (0.17)	0.571 (0.20)	0.714 (0.24)
	6	0.21 (0.09)	0.32 (0.13)	0.429 (0.17)	0.643 (0.22)	0.857 (0.27)	1.071 (0.32)
	8	0.286 (0.12)	0.429 (0.17)	0.571 (0.20)	0.857 (0.27)	1.143 (0.33)	1.429 (0.37)

スラブ両面が流体に接する場合

() 内の数値はスラブ中心と表面間の最大温度差
を初期温度差に対する比率で表したものの

4. RC 造建物における表面熱伝達率とビオ (B_i) 数

間欠暖房の場合、室の気温は暖房開始後速やかに上昇する。一方、暖房停止中に冷えた構造体はこの空気から熱を受けて緩やかに昇温する。図-1 のような単室モデルの場合、上下気温差や家具の存在を無視すれば、室内においてはふく射による熱交換はないので構造体表面の熱伝達率是对流のみの3 [Kcal/hm²K] 程度の値となる。このことは、多層建物の中間階・中間部の室の場合にもほぼあてはまる。一方、事務室や学校の教室のように机などの熱容量の小さい家具類がかなりの面積を占める場合、空気から構造体への熱には家具経由のふく射が加わる。家具の温度は空気温と構造体温のほぼ中間的な温度になることが予想されるので、空気から構造体への等価な表面熱伝達率は5程度となる。

天井板と中空層の存在は、天井スラブに対する等価熱伝達率を小さくするので B_i 数は小さくなり集中定数近似の精度にとっては都合がよい。畳や床板+中空層の床スラブへの効果も同様である。これらのことから、現実の RC 建物における B_i 数は概ね0.3~0.4程度以下に収めることが

予想される。

問題は外壁に関する外気側の表面熱伝達率の20という値である。 Bi 数は1を越え集中定数近似はできない。しかし、外断熱の場合はこの問題も解消する。内断熱の場合は、外壁の温度自体が外気温に近くなり、室温変動に及ぼす影響も相対的に低下するので集中定数近似による誤差も無視できよう。

以上の考察から、なんらかの形で断熱されているRC 造建物にたいしては、集中定数近似は充分可能である、ということがいえる。

以下では外断熱の例について述べる。

5. 構造体の加熱

一仮定一「暖房開始直後、室温は設定温度までス
トップ状に上昇する」

通常室温の立上がり時間は、暖房時間に比べて充分短かいので、構造体の熱収支に関しては、上記仮定のように近似し得る。

5.1 単室建物の場合（図-4）

構造体に関する熱収支は次式のように表し得る。

$$C \frac{d\theta_s}{dt} = \alpha_c F_o (\theta_i - \theta_s) - K_o F_o (\theta_s - \theta_o) \quad (4)$$

ここで C : 構造体の熱容量 [Kcal/hk]

F : 構造体面積 [m^2]

K_o : 構造体より外側の熱貫流率 [Kcal/hm²K]

α_c : 対流熱伝達率 [Kcal/hm²K]

$\theta_i, \theta_s, \theta_o$: それぞれ設定室温、構造体温、外気温 [°C]

上式を解いて次式が得られる。

$$\theta_s = \theta_{s1} + (\theta_H - \theta_{s1}) \{ 1 - \exp(-t/T_H) \} \quad (5)$$

ここで、

θ_{s1} : 構造体温の初期値

$$\theta_H : \text{構造体温定常値} = (\theta_i - \theta_o) \alpha_c / (\alpha_c + K_o) \quad (6)$$

$$T_H : \text{加熱の時定数} = C / (\alpha_c + K_o) \quad (7)$$

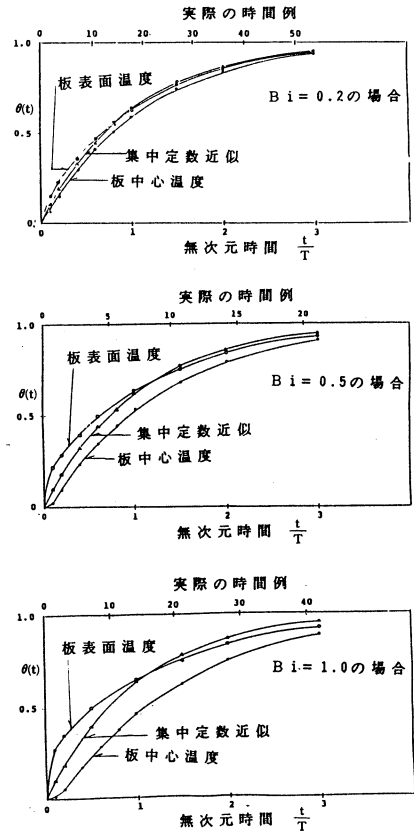


図-3 集中定数近似と理論解との対比

5.2 中間階・中間室（外側は窓のみ）の場合

(図-5)

構造体（床・間仕切り）は総て内部で、熱収支には次の二項を考慮する。

空気から構造体への流入熱 $= \alpha_c F_i (\theta_i - \theta_{Si})$

構造体からふく射で外部へ流出する熱量

$$= q_w \alpha_r / \alpha (\theta_{Si} - \theta_o)$$

$$C_{Si} \frac{d\theta_{Si}}{dt} = \alpha_c F_i (\theta_i - \theta_{Si}) - q_w \frac{\alpha_r}{\alpha} (\theta_{Si} - \theta_o) \quad (8)$$

$$\theta_{Si} = \theta_{Si} + (\theta_H - \theta_{Si}) (1 - e^{-\frac{t_H}{T_H}}) \quad (9)$$

ここで q_w : 窓の熱損失係数 ($= K_w F_w$) α_r : ふく射熱伝達率, $\alpha = \alpha_c + \alpha_r$, θ_{Si} : 構造体温の初期値, θ_H : 構造体温の定常値 $= (\theta_i - \theta_o) \alpha_c F_i / (\alpha_c F_i + q \frac{\alpha_c}{\alpha})$

$$T_H : \text{加熱の時定数} = C_{Si} / (\alpha_c F_i + q \frac{\alpha_c}{\alpha}) \quad (11)$$

5.3 一般室（図-6）

ここではつぎのように、内部と外周部の構造体温の平均的な値について考える。

微小時間 Δt 間の熱収支

◆内部の構造体◆

$$C_{Si} \Delta \theta_{Si} = \alpha F_i (\theta_i - \theta_{Si}) \Delta t \quad (12)$$

◆外周部構造体◆

$$C_{So} \Delta \theta_{So} = \alpha F_o (\theta_i - \theta_{So}) \Delta t + K_o F_o (\theta_{So} - \theta_o) \Delta t \quad (13)$$

◆構造体温の平均値◆

$$C \Delta \theta_S \equiv C_{Si} \Delta \theta_{Si} + C_{So} \Delta \theta_{So}$$

$$\alpha F (\theta_i - \theta_S) \equiv \alpha F_i (\theta_i - \theta_{Si}) + \alpha F_o (\theta_i - \theta_{So})$$

$$K_o F_o (\theta_S - \theta_o) \equiv K_o F_o (\theta_{So} - \theta_o)$$

$$\therefore C \frac{d\theta_S}{dt} = \alpha F (\theta_i - \theta_S) - K_o F_o (\theta_S - \theta_o) \quad (14)$$

上式を解いて

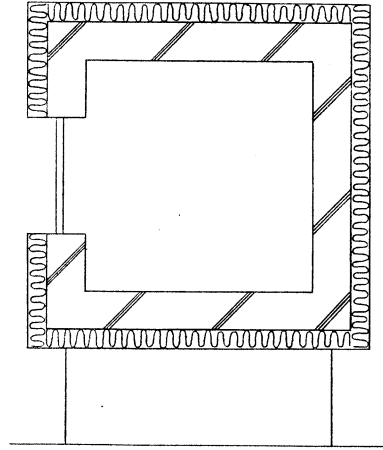


図-4 単室建物

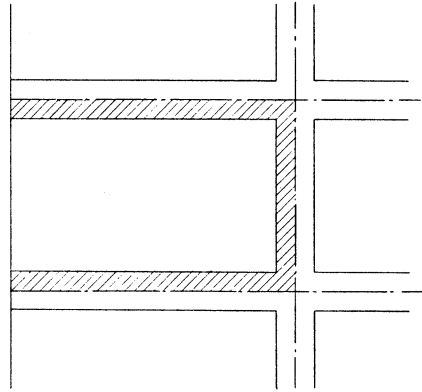


図-5 中間階・中間室（外壁なし）

$$\theta_S = \theta_{S1} + (\theta_H - \theta_{S1})(1 - e^{-t/T_H}) \quad (15)$$

ここで、 θ_i ：設定温度、 θ_S ：構造体温、
 θ_{S1} ：加熱直前の構造体温、
 T_H ：加熱の時定数 $\equiv (C_{Si} + C_{So}) / (\alpha F + K_o F_o)$
 F ： $F_i + F_o$
 $\theta_H = \theta_i - K_o F_o / (\alpha F + K_o F_o) (\theta_i - \theta_o)$

6. 構造体の冷却

一仮定—「暖房停止後、室温は速やかに構造体の温度まで降下する。その後は、室温は構造体からの放出熱で保持され、ゆるやかに降下する」

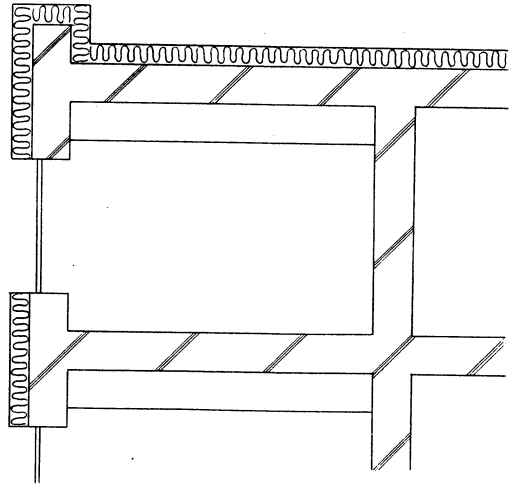


図-6 通常室

◆構造体温度の降下◆

ここでは通常室を念頭に置いて内部と外周部合せた全構造体温の平均温度を θ_S として、次の近似式を適用する。

$$q(\theta_S - \theta_o) \Delta t \equiv C_S \Delta \theta_S \quad (17)$$

$$\therefore \theta_S - \theta_o = (\theta_{S2} - \theta_o) e^{-t/T_C} \quad (18)$$

ここで、 T_C ：冷却の時定数

$$= C_S / q \quad (19)$$

C_S ：全構造体の熱容量 $= C_{Si} + C_{So}$

q ：熱損失係数

θ_{S2} ：暖房停止直後の構造体温

θ_o ：外気温（一定）

7. 間欠暖房時の構造体温度

一仮定—「外気温(θ_o)一定で、土曜・日曜を含めて連日 t_H 時間暖房されている状態を考える」

◆暖房開始(θ_{S1})の構造体温度◆

この場合、加熱時の温度上昇($\theta_{S1} \rightarrow \theta_{S2}$)と冷却時の温度降下($\theta_{S2} \rightarrow \theta_{S1}$)は等しい。

$$\text{暖房時：} \theta_{S2} - \theta_{S1} = (\theta_H - \theta_{S1})(1 - e^{-t_H/T_H}) \quad (20)$$

$$\text{冷却時：} \theta_{S1} - \theta_o = (\theta_{S2} - \theta_o)e^{-t_c/T_C} \quad (21)$$

$$\theta_{S_2} - \theta_o = \frac{1 - e^{-\frac{t_H}{T_H}}}{1 - e^{-\frac{t_C}{T_C}} e^{-\frac{t_H}{T_H}}} \cdot (\theta_H - \theta_o) \quad (22)$$

$$\theta_{S_1} - \theta_o = \frac{1 - e^{-\frac{t_H}{T_H}}}{1 - e^{-\frac{t_C}{T_C}} e^{-\frac{t_H}{T_H}}} \times e^{-\frac{t_C}{T_C}} (\theta_H - \theta_o) \quad (23)$$

8. 暖房開始直後の室温の上昇

—仮定—「暖房開始直後の1～2時間に関して、室空気への熱供給はステップ状に為される。また、この間の構造体の温度上昇は無視する」

◆熱収支◆

微小時間内の熱平衡式には次の各項を考慮する。

$$\left. \begin{array}{ll} 1. \text{換気及び窓からの貫流失熱} & (q_a + q_w)(\theta_a - \theta_o) \Delta t \\ 2. \text{構造体への流入} & \alpha F(\theta_a - \theta_{S_1}) \Delta t \\ 3. \text{空気・家具への蓄熱} & C_a \Delta \theta_a \end{array} \right\} \quad (24)$$

$$\therefore H \Delta t = \{ (q_a + q_w)(\theta_a - \theta_o) + \alpha F(\theta_a - \theta_{S_1}) \} \Delta t + C_a \Delta \theta_a \quad (25)$$

$$(\theta_a - \theta_{S_1}) / (\theta_{a_{\infty}} - \theta_{S_1}) = 1 - e^{-t/T} \quad (26)$$

T_a : 室温上昇の時定数

$$\equiv C_a / (q_a + q_w + \alpha F) \quad (27)$$

$$\theta_{a_{\infty}} - \theta_{S_1} = \{ H - (q_a + q_w)(\theta_{S_1} - \theta_o) \} / (q_a + q_w + \alpha F) \quad (28)$$

ここで、 H : 加熱量、 C_a : 空気・家具の熱容量、 q_a : 空気の比熱×換気量

q_w : 窓の熱貫流率×窓面積

9. 諸時定数の概略値

◆加熱の時定数： T_H

$$T_H = C \delta F / \alpha F = 500 \delta / \alpha = 50 / \alpha = 10 \sim 25 \quad [\text{h}] \quad (29)$$

◆冷却の時定数： T_C

構造体（外断熱の例）の熱容量 C は床面積を F_f として

$$C = \begin{cases} 200 F_f \cdots \text{壁式構造} \\ 300 F_f \cdots \text{柱・壁式構造} \end{cases} \quad (30)$$

熱損失係数 q を次のように表す。

$$q = k F_f \quad \text{ここで、} k \text{ は } 1 \sim 3 \text{ 程度}$$

$$T_C = C / q = (200 \sim 300) / k = 70 \sim 300 [\text{h}] \quad (31)$$

◆室温上昇の時定数： T_a

事務室の家具・書籍類に関する熱容量は $C_a = 3V(\text{Kcal/k})$ 程度とされる²⁾。

$$\begin{aligned} T_a &= 3V / (q_a + q_w + \alpha F) \div 3hF_t / \alpha F \\ &\div h / \alpha \rightarrow 0.5 \sim 1 [\text{h}] \end{aligned} \quad (32)$$

ここで、 V ：室容積 $= F_t h$, h ：室高さ

10. 暖房負荷 = 間欠暖房補正係数 (p) と負荷変動係数 (n_{th})：荒谷法 =

間欠暖房時の熱負荷に関して次式が荒谷により提案されている。

$$\begin{aligned} \text{平均暖房負荷} \quad \bar{H}_{th} &= q(\theta_i - \theta_o - \Delta\theta_n) \frac{24}{t_H} p \\ \text{最大負荷} \quad H_{\max} &= \bar{H}_{th} n_{th} \end{aligned} \quad (33)$$

ここで間欠暖房補正係数と称される p は、24時間暖房に対する間欠暖房時の流出熱量の比である。すなわち、

$$p = t_H \text{ 時間暖房時の日消費熱量} / 24 \text{ 時間暖房時の日消費熱量}$$

平均暖房負荷には、外部に流出する熱量に加えて暖房停止中に冷えた構造体に流入する熱量が含まれている。暖房停止期間中の構造体の温度降下は式(18)を適用して次式のように表される。

$$\theta_{S_2} - \theta_{S_1} = (1 - e^{-\frac{t_H}{T_H}}) / (1 - e^{-\frac{t_C}{T_C}} e^{-\frac{t_H}{T_H}}) \times \frac{t_C}{T_C} (\theta_H - \theta_o) \quad (34)$$

この温度降下を暖房時間内に回復させるのに必要な熱量は下記のようなのである。

$$C(\theta_{S_2} - \theta_{S_1}) \quad (35)$$

従って、平均暖房負荷は次のように書ける。

$$q(\theta_i - \theta_o) \frac{t_H}{24} p = q(\theta_i - \theta_o) + \frac{C(\theta_{S_2} - \theta_{S_1})}{t_H} \quad (36)$$

結局 p の値は次式のように表現し得る。

$$p = 1 + \frac{t_C}{t_H} \frac{1 - e^{-\frac{t_H}{T_H}}}{1 - e^{-\frac{t_C}{T_C}} e^{-\frac{t_H}{T_H}}} \frac{\theta_H - \theta_o}{\theta_i - \theta_o} \quad (37)$$

ところで、構造体は暖房開始直後が最も冷えていてそこへ流入する熱量も最も多い。最大負荷の式の中の負荷変動係数 n は、このことによる負荷の増加が考慮されている。

$$\alpha F(\theta_i - \bar{\theta}_S) + q(\theta_i - \theta_o) = q(\theta_i - \theta_o) \frac{24}{t_H} p \quad (38)$$

↓

$$\alpha F(\theta_i - \theta_{S_1}) + q(\theta_i - \theta_o) = q(\theta_i - \theta_o) \frac{24}{t_H} p n_{th} \quad (39)$$

式(15)を利用して暖房時間帯の平均構造体温は次式のように表される。

$$\bar{\theta}_S - \theta_{S_1} = (\theta_H - \theta_{S_1}) \left\{ 1 - \frac{T_H}{t_H} (1 - e^{-\frac{t_H}{T_H}}) \right\} \quad (40)$$

この式からつぎの関係を得る。

$$\frac{\theta_i - \theta_{S_1}}{\theta_i - \theta_S} = \frac{\theta_i - \theta_{S_1}}{\theta_H - \theta_{S_1}} \frac{1}{1 - \frac{T_H}{t_H} (1 - e^{-\frac{t_H}{T_H}})} \equiv k \quad (41)$$

結局、 n_{t_H} の値は次式のように表現し得る。

$$n_{t_H} = \left\{ 1 + \left(\frac{24}{t_H} p - 1 \right) k \right\} / \left(\frac{24}{t_H} p \right) \quad (42)$$

〔例解〕 下記の例について計算する。

$t_H=10$, $T_H=15$, $T_C=100$ [h] とする。

これを式(37)と(42)に代入してつぎの値を得る。

$P=0.93$, $n_{t_H}=1.2$

11. 結 言

集中定数近似が RC 造の建物に対しても充分適用し得ることを示すと同時に、間欠暖房時の室温変動について解析した。その結果、室温変動を支配するのが三つの時定数であることを示し具体的な数式で表した。また、暖房負荷に関連する係数をこれらの時定数の関数として表示した。今後、建物を類型化して、熱容量および気温と構造体間の相当表面熱伝達率の具体的な数値を蓄積することと、コンピュータ精密解と当近似解との対応関係を整理することなどが、当近似解法の実用性を高める上で必要と思われる。

この研究は本学の断熱改修に伴う室内環境調査がきっかけとなって構想を得たものであり調査に御協力頂いた建築工学科大築教授並びに施設課の方々に感謝する次第です。

(昭和61年 5 月21日 受理)

引用文献

- 1) 伝熱資料, 日本機械学会編
- 2) 木村 健一: 建築設備基礎理論実習, 学献社 1970, p. 373

住宅平面計画へのパターン分析手法の適用性に関する研究

黒 沢 和 隆

A Study on the Applicability of Pattern—Analytical Approach for House Planning

by Kazutaka KUROSAWA

Abstract

This paper intends to establish a method of morphological analysis for predicting the tendency of transition of house plan types, within a certain specific local region, by analyzing their characteristics and transition process.

Firstly, we examine a means to classify house plans into patterns which are represented by diagrams [link patterns and arrangement patterns] to permit us systematically to generate the linkage and arrangement of unit spaces.

Then, we consider an approach to describe the characteristic and the transition process of house plan types by use of the above method.

The result of this is intended to be used in our case study of examples in Hokkaido and Tokyo of detached houses for sale.

1. 研究の目的と背景

住宅平面型を構成する単位空間相互の連結だけに着目して、単位空間を点で表示し、単位空間相互の連結を線で表示した連結グラフは、無数に存在しうる住宅プランを単位空間相互の連結形式に限りて類型化するので、平面型の「連結パターン」と呼べる。多くの住宅プランは、その寸法・プロポーション・開口を無視すれば、矩形をいくつかの小矩形（単位空間）に分割した矩形分割図で表示できる。この矩形分割図は多くの住宅プランを単位空間の配列形式に限りて類型化するので、平面型の「配列パターン」と呼べる。

この研究は、住宅プランを促え易く、組織的機械的に生成できる連結パターンと配列パターンの図式的表示法を検討し、そのパターンを用いて、ある地域に観察される住宅平面型の特性と展開過程を促え、展開方向を予測するデータを与える形態学的分析手法を確立することを目的としている。本論文では、札幌圏と首都圏の独立分譲住宅を対象としたケーススタディによって、住宅平面型のパターン分析手法の適用可能性を検討する段階までを扱っている。

基本的な住要求を充足させうる住宅タイプを見出して、それを生産供給サイドからもユーザー

や設計サイドからも集中的に洗練させ、経済的限定内で最も良質な住空間に仕上げて、住宅の地域的な定型を確立させることは可能であろうが、そのような住宅タイプは極めて見出し難い。社会的経済的条件の変化が早く、価値観の多様な現代にあって、独立住宅は住要求を充足する自由度が変化し易く、充足の仕方も多様化する傾向にあり、地域的に一定の同種の住宅タイプが観察されても、過渡的な型か定型化の方向にある型かは見極め難い。そもそも住要求は経済的条件や住体験に引きづられて抑制され、現実の住宅に反映され難い。生活機能的に支障のない規模をはるかに越えた広い空間の確保や、特殊な生活機能を満たすための独立した空間の確保などを最も基本的な住要求に含む平面型が数多く存在したとしても、それらは充足困難な要求であるため、要求の極く一部を様々に反映させた数多くの異質な平面型を形成しがちであり、基本的に異質な数多くの平面型と見做され易い。

一般に独立住宅は、その経済的制約によって住要求を充足させる自由度が限定されるので、どのような住要求を充足させるかによって、極めて多様な住宅タイプを成立させうる。経済的制約に起因する住宅規模の限定内で、住宅平面型にどのような生活機能的な要求を充足させるかによって、単位空間の規模と単位空間相互の連結と配列の数多くの組合せが成り立ち、多様な平面型が形成されうる。一般に寒冷地では、経済的制約に起因する暖房・断熱方式によって限定される暖房可能面積内に多くの居室を組み込むことが要求されるので、平面型は限定され易いが、袋小路型の空間や通り抜け動線を制限しなければ、単位空間の規模と連結と配列の数多くの組合せが成立し、多様な平面型が形成されうる。

独立住宅の平面型は生活機能的な要求を充足させうる自由度の範囲で、各人各様の価値観・生活観に基づいて、適度に要求を充足させた多様な型となりうる必然性をもち、定型は成立し難いと言える。一方現実には、地域的に観察される独立住宅に多様な住宅平面型が存在する反面、同種の平面型も数多い。数多い同種の平面型を手がかりにして、次の様な観察は容易にできる。住宅プランを単位空間の規模と連結と配列によって促えると、(1) 同種同数の単位空間をもち、単位空間の規模が一定範囲の住宅プランは極めて多い。(2) 単位空間相互の連結形式（居室間の出入口の有無）が同じ住宅プランが次に多い。(3) 単位空間相互の配列形式（居室の位置関係）の同じプランも比較的多い。この観察から、住宅平面型に生活機能的な要求を充足させる過程は次の3段階を辿ることを仮定できるとして検討を進める。(1) 生活機能上、規模的に支障のない主要な単位空間が確立する段階、(2) 通り抜け動線や袋小路空間などが解消されて、生活機能的に支障のない単位空間相互の連結が漸次確立する段階。(3) 生活機能的な要求度の高い動線をもつ単位空間が相互に近接、隣接するなどして、規模と連結を同時に満足させる単位空間相互の配列形式が確立する段階。すなわち、平面型の展開過程を「主要な単位空間の確立後に、単位空間相互の連結配列形式が不可遡的に変化する定型化過程」と限定して促えている。獲得された単位空間とその規模が再び消滅したり縮小する方向に向かうことはなく、解消された袋小路型空間が再び出

現する方向に向かうことはないと仮定している。主要な単位空間の種類に変化が起これば、定型化を終了して（あるいは飛び越えて）、新たな住宅タイプに移行したものと見做せよう。表1-1のように、住宅の公室空間の変化を、公室機能が私室転用を解消する過程と見れば、転用が解消されて特定機能をもつ新たな公室空間が独立分化する（Ⅱ、Ⅲ、Ⅳ）ことによって、新たな住宅タイプが出現すると言えよう。（Ⅳ）の段階の住宅タイプは現在は少ない型だが、転用解消過程を辿れば成立しうる型を挙げている。家族室兼台所（FA(K)）と家族室（FA）は、現在見られる食事室兼台所（DK）と食事室（D）の規模が大きく、玄関や私室やサニタリーへの独立動線をもつ居室を想定している。現在でもDK型の中には家族室と呼べるものが散見される。

表1-1 公室機能の単位空間分化の段階的整理

(I) K型	食事(e), 団らん(f), 接客(g) が Bを転用 ①	(Bg, Bf, Be, K)	(Bg, Bef, K)		
(II) D・DK型	団らん(f), 接客(g) が Bを転用 ②	(Bg, Bf, D, K)		(Bg, Bf, DK)	
	団らん(f) が D, DKを、 接客(g) が Bを転用 ③	(Bg, Df, K)		(Bg, DKf)	
(III) LDK型	接客(g) が Bを転用 ④	(Bg, L, D, K)	(Bg, LD, K)	(Bg, L, DK)	(Bg, LDK)
	接客(g) が LDKを流用 ⑤	(Lg, D, K) (Lg, Dg, Kef)	(LDg, Kef)	(Lg, DKf)	
(IV)	転用なしに食事(e), 団らん(f), 接客(g)が 確立された型	接客室型⑥ (G, L, D, K)	(G, LD, K)	(G, L, DK)	(G, LDK)
	DK型 家族室型⑦	(Lg, Dg, FA(K)e)	(LDg, FA(K)e)	(Lg, FA(K)e)	
	D型 家族室型⑧	(Lg, Dg, FAe, K)	(LDg, FAe, K)		
	L型 家族室型⑨	(Lg, Dg, FA, Ke)	(LDg, FA, Ke)		
		L・D・K型	LD・K型	L・DK型	LDK一体型

【機能・行為の記号】 g; 接客、 f; 団らん、 e; 食事、 ef; 団らん+食事

【単位空間の記号】 B; 寝室、 K; 台所、 D; 食事室、 DK; 食事室兼台所
L; 居間、 LD; 居間兼食事室、 LDK; 居間兼食事室兼台所
G; 接客室、 FA; 家族室、 FA(K); 家族室兼台所

本論文では、(Ⅲ)の段階のLDK型が際立って多い札幌圏と首都圏の独立分譲住宅を対象に、平面型の連結・配列形式の特性と年次的変化を比較分析して、両者の相違から札幌圏分譲住宅の平面型の展開方向を探るというケーススタディを行い、パターン分析手法の適用可能性を検討している。札幌圏はいわゆる居間中心型が極めて多いが、近年の暖房断熱条件の大巾な変化も加わって、住宅タイプは多様化している。居間中心型は生活に根ざした型として定型化に向うのか、暖房断熱の制約下にあった「ストーブ中心型」というべき過渡的な型であるのか明らかでない。首都圏は歴史的に安定した型である中廊下型を母型・祖型にしている（玄関ホール型も見られる）。大都市の住宅事情の制約に伴う変化は顕著でないように見える。札幌圏型が流動型であ

る場合には、その変化の方向が安定型と見做せる首都圏型に向うのか、新しい独自の型を生み出す方向にあるのかという視点から、両者の比較検討が可能であろう。

2. 研究の方法

2.1 住宅平面型の単位空間の設定

LDK 型平面型は次の 5 つの単位空間で構成されたものとして促えることができる。

(1) L (居間スペース), (2) DK (食事スペース+台所スペース), (3) S (浴室, 洗面室) (4) H (玄関, 玄関ホール, 廊下, トイレ), (5) B (私室, 余室)。LDK 型住宅の LDK タイプは DK 型以外の型 (LDK 分離型, LD 型, LDK 一体型) も食事スペースと台所スペースは隣接しているので, 両スペースをまとめて単位空間 DK として読み取れる。トイレは S (浴室, 洗面室) と分離されることがあるが, H (玄関ホール等) に含めれば不都合は少ない。階段も H (玄関ホール等) に含めても不都合は少ないが, 他の単位空間に含まれる場合もある。今回は 2 階を扱わないので階段は連結形式の検討に必要がない。(配列形式と階段タイプとの相関はチェックが必要である)。2 階は 2 ~ 4 室の同種の室で構成され, 連結・配列のパターンも少ないので扱わない。(1 階と 2 階の連結・配列形式に強い相関のある平面型はチェックが必要である)。以下, 単位空間は記号で示す。

2.2 住宅平面型の連結パターンの図式化

単位空間を点 (単位空間の記号) で表示し, 単位空間の連結形式 (隣接する単位空間の間の開口の有無) を線で表示したグラフを連結パターンとして用いる。連結パターンは, 住宅プランから連結形式を読み取って記述する作

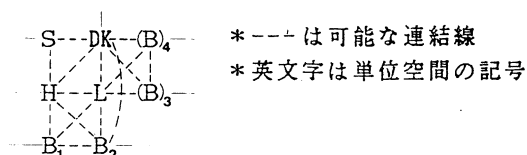


図 2-1 連結パターンのグラフ

業が容易なグラフ形状でなければならない。また連結パターンによって住宅プランを分類するには, 数多くのパターンから同一のパターンを識別することが容易なグラフ形状でなければならない。単位空間 (の記号) を格子状グリッドの交点に配置したグラフ (単位空間の位置は全てのグラフで不変) が上記条件を比較的満たしたグラフ形状である (図 2-1)。グリッドの 4 頂点に H, L, DK, S を配置し, H, L, DK に隣り合う頂点に B を配置する。B の配置方法は, (1) H, L, DK の 1 つにのみ連結する B は, その隣り合う頂点に置く。(2) H と DK の両方に連結する B は B₂ に配置する。(3) その他の場合は, B₁, B₂, B₃, B₄ の順に優先して配置する。連結の制約条件として, (1) S は L と B に連結しない。(2) B が 2 室の場合, 一方の B が他方の B にのみ連結はしない。という 2 条件が成り立つ場合は, 単位空間 6 室 (H・L・DK・S・B・B) の連結パターンの種類は 144 個となる (B 相互の連結の有無は無視)。単位空間 5 室 (H・L・DK・S・B) の連結パターン

	H-L-DK			H-L			H-L			H-L		
	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L
H-B	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L
H-B DK-B	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L
H-B L-B	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L
H-B DK-B L-B	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L
H-B L-B	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L
DK-B L-B	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L	S-DK-B H-L
L-B	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L	S-DK H-L

図2-2 連結パターン例（部分連結パターンの合成）

の種類は72個となる。H・L・DK・Sの連結形式と、B・H・L（DK）の連結形式を合成して連結パターンを表示した例を図2-2に示す。

2.3 住宅平面型の配列パターンの図式化

配列パターンの図式は、(1)平面型と図形的な類似性を持ち、配列形式の特性を的確に促えられること。(2)図式の種類が掌握可能な数であること。(3)組織的に図式を生成できること。の3条件を満足するものでなければならない。

(3)の条件を満足する長方形分割図に単位空間（の記号）を代入した図式を配列パターンとして用いるが、(1),(2)の条件に欠けるので、長方形分割図の種類を限定する一方、配列形式に対応させ易い変形型分割図も用意した。

(1) 長方形分割図の限定

分割図に平面型と同様に方位を指定し、北面が上になるように配置する。住宅平面型の配列形式の特性を検討して、分割図の種類を下記のように限定した。なお、単位空間5室と6室に対応する5分割と6分割の分割図を対象とした限定条件である。(1)外部に接しない分割面をもつ分割図は用いない。(2)南面する分割面、北面する分割面はいずれも2～4面とする。(3)南面に4分割面があるとき、北面は3～4分割面に限る。(4)南面に2分割面があるとき、北面は3分割面以下に限る。(5)南北方向には4分割面以上は並ばない。(6)南北方向に3分割面が並ぶとき、南北両面に面する分割面はない。(7)東西両面に面する分割面はない。(8)双対グラフの同型の分割面は幾何学的に類似しているので1つに限る。図2-3に条件(2)～(8)によって除外される分割図を例示する。この限定によって5分割は24種から15種に削減し、6分割は96種から25種に削減される。

(2) 廊下の表示法

平面型の廊下は、分割図の分割線を太線にして示す（図2-4）。

(3) 矩形に凹凸のある配列パターンの図式化

凹凸のある平面型には、分割図の1分割面を削除あるいは付加した図式を用意する（図2-5）。

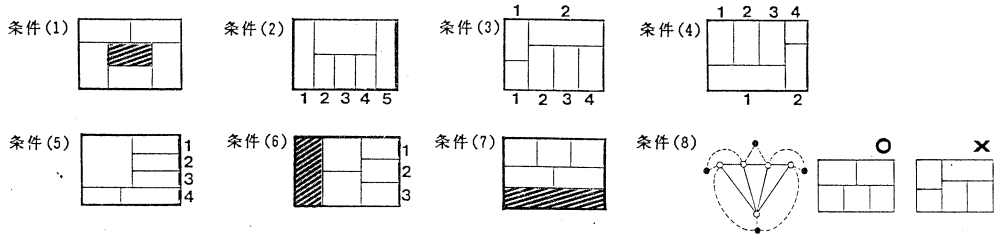


図2-3 条件(1)~(8)によって除外される分割図例

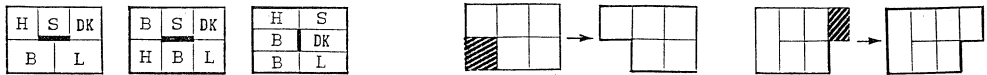


図2-4 廊下の表示法

図2-5 凹凸のある配列パターン例

2.4 連結・配列パターンによる平面型分析法

(1) 地域間比較に基づく平面特性の分析

連結パターンはいくつかの部分連結パターンに分解でき、また部分連結パターンは合成することができる。例えば、 $(H \cdot L \cdot DK)$ 、 $((H \cdot L \cdot DK) + S)$ 、 $((H \cdot L \cdot DK) + B)$ のように部分連結パターンに分割して住宅プランを促え、部分連結形式の地域間比較をして相違を見分ける。さらに、特徴ある部分連結パターンを順次合成しながら特徴を見分ける。配列パターンも同様に部分パターンに分解でき、合成できる。特徴ある部分パターンを順次合成すれば、数多くのサンプルのあるパターンのほかに、サンプルは少数だが特徴をよく表現するパターンも得られる。この型も平面特性を促える上で役立つだろう。（平面型の地域的特性がよく知られている地域と、未知の地域とを取り挙げ、両者の相違から未知の地域の特徴を見出そうとする場合に、地域間比較は有効な方法であろう。）

(2) 年次的変化に基づく展開過程の分析

連結・配列の部分パターンの中から、年次的に増減の多いパターンを見分ける。増加率が高い部分パターンを合成すれば、現実が増加しているパターンのほかに、今後増加する可能性のあるパターンも得られよう。この型も展開方向を見通すのに役立つであろう。（平面型が安定型の地域と流動型の地域の変化の相違を見分けることも、展開方向を見通すのに有効な場合がある。）

(3) 少数サンプルのパターンの取扱い

(1),(2)の分析で注目されるパターンの中に、住宅サンプル数が少数か皆無のパターンがあるときは、そのパターンの注目すべき条件を備えた他のパターンも含めてプランを数多く作成し、作

成プランも含めて平面特性や展開方向を検討する方法がある。それらパターンの中に特性をよく促えた数多くのプランを容易に作成できるものがあれば、現実にも出現する可能性は大きいと言えよう。

2.5 パターン分析による平面型の展開方向の予測について

潜在的住要求も含めた数多くの住要求の中から、限られた数少ない住要求を充足したに過ぎない住宅平面型の個々の連結・配列形式を評価することの意味は少ない。地域的に観察される平面型から、生活機能的要求の充足の仕方の変化を促え、不可遡的な変化要因を多くもつ平面型を見出すことに意味がある。連結・配列形式の変化が不可遡的であるかどうかを見分ける方法を検討してみる。まず生活機能的な障害となりうる連結・配列形式を挙げてみる。

下記の連結・配列形式は生活諸行為の障害となり、個人のプライバシーや来客時の家族のプライバシーを侵す可能性のある事項である。(1)私室から玄関・トイレへの動線が、他の寝室を必ず通過する。(2)私室からトイレへの動線が、居間を必ず通過する。(3)玄関から居間への動線が、ホール・廊下以外の空間を必ず通過する。(4)食事室(家族室)からトイレ・私室への動線が、居間を必ず通過する。(5)居間からトイレへの動線が、食事室(家族室)・台所を必ず通過する。(6)トイレへの出入りが玄関から直接見える。(7)浴室への出入りが公室から直接見える。(8)私室への出入りが居間から直接見える。(9)台所が洗濯スペース・浴室と近接していない。(10)公室階に自宅療養や老人介護のできる私室がないか、あってもトイレ・浴室に近接していない。生活機能的に絶対禁止事項と言えるのは(1)の寝室の通り抜け動線のみで、(3)～(8)は接客とプライバシーに関わる住意識で変わる条件付禁止事項である。(9)(10)は家事育児や老人介護に関わる空間の近接を条件づけているが絶対禁止事項とは言えない。ただし、上記の事項の多くは袋小路型空間の解消によって解決される。袋小路型空間を解消しつつ単位空間の規模を一定に保つには、主要動線をもつ単位空間相互の近接、隣接が条件づけられる。従って、連結形式の変化が袋小路型空間を解消させる変化である場合と、配列形式の変化が主要動線をもつ単位空間を近接・隣接させる変化である場合は、平面型の不可遡的な展開過程にあると見做せよう。

2.6 パターン分析の位置づけ

連結・配列形式と他の平面型評価項目とを関連づけて、より広く詳細な視野で住宅平面型の特性と変化を促える方法を検討してみる。

まず単位空間の構成としての平面型は、住要求のいかなる部分を促えているかを概念的に検討してみる。住宅形態に反映すべき住要求(E_i)が m 個列挙されたとして、その集合を R とすれば、

$$R = \{E_1, E_2, E_3, \dots, E_m\}$$

と表わすことができる。住宅は経済的制約の中で「どのような住要求を住宅形態に反映できるか」

という問題を抱えている。即ち、(1)住要求 E_i を満たす形態（部分形態）は、自ずと住要求 E_j を満たす場合と、(2)住要求 E_i を満たす形態（部分形態）は、住要求 E_j を満たさない場合とがある。即ち住要求には両立する関係と両立しない関係にあるものがある。相互関係の存在し合う要求項目の部分集合を全て含む集合を S とすれば、 $S = 1, 2, 3 \dots, m$

$$S = \{E_{s1}, E_{s2}, \dots, E_{si}\} \{E_{s(i+1)}, \dots, E_{sj}\} \dots \{\dots, E_{sr}\}$$

と表わすことができる。集合 S の部分集合は住宅の形態のどの領域に反映すべきかで分類できよう。例えば、(A)住宅全領域、(B)単位空間の群（公室群、1階部分）、(C)単位空間、(D)単位空間の各部位（壁、床、天井、開口）などの領域があり、上位のものほどソフトな要求を含み、下位のものほどハードな要求を含もう。集合 S には複数の部分集合に重複して含まれる住要求が存在しうるので、それらを手がかりに集合 S を図2-6のように図式化できる。この部分集合で構成された円錐形状の中の単位空間群を平面型に投影したものが、単位空間の構成としての平面型で促えられる住要求（生活機能的要求）といえる。従って空間に関わる住要求や、住宅全領域や個々の単位空間に関わる要求は促えられないが、この関係構造の図式から、連結・配列形式と関連する以下のような事項を挙げることができる。

- (1)単位空間相互の連結形式（開口の有無）は、開口形式（開口巾）も合せて促えれば、単位空間（例えば居間に隣接する和室）の独立性・隔離性と開放性の程度を判断できよう。さらに開口の実際の開閉状態と和室の使われ方を促えることにより的確な特性評価ができる。
- (2)公室空間の配列形式は、その外部開口を合せて促えれば街路や庭に対する平面型の（公室空間にもとづく）向きを判断でき、平面型の向きが閉鎖的か開放的かの評価が可能である。勿論、公室空間が多方向に向くこと（庭や街路を眺められること）

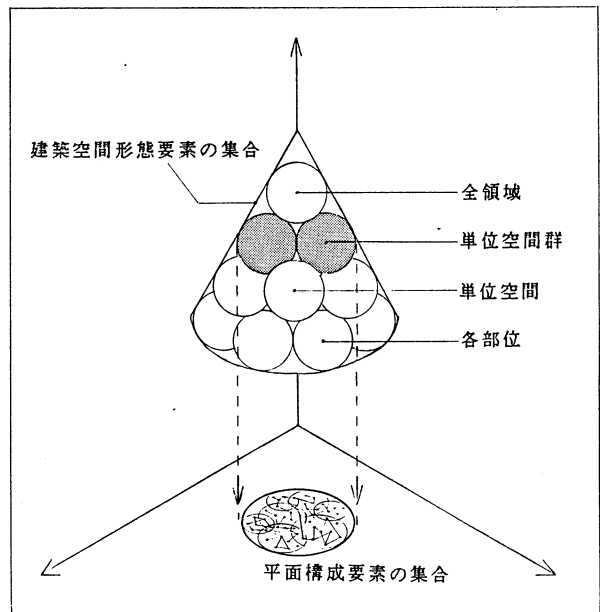


図2-6 集合 S の図式

への要求や、住宅が街路の方向に向くことの近隣生活上の必要性の検討を合せて行なわねばならない。

連結、配列形式の一定の変化から予測される定型化の方向は、上記のような関連項目も含めたより詳細な検討を加えて考察されねばならない。

3. 分譲住宅平面型のパターン分析

3-1. 分析対象の概要

北海道新聞縮刷版（札幌圏版'75～'76年，'80～'81年）と朝日新聞縮刷版（首都圏版'75～'76年，'80～'81年）に掲載された木造住宅2階建て分譲住宅の平面型の公室空間のある階（1階）について，単位空間の連結・配列形式の特性と年次変化を比較検討し，札幌圏の分譲住宅の平面型の展開方向を分析する。表3-1に，抽出した住宅プランの件数を1階平面型別に示す。札幌圏はLDK型が大半を占め，LDK型1階2私室型が増加し，1階1私室型は減少している。首都圏はLDK型1階1私室型が主流で，2階2私室型はDK型よりも少ない。分析対象は札幌圏の主流であるLDK型1階1私室型と1階2私室型とした。

表3-2に，分析対象のLDK型の2階私室数・1階私室数別に件数を示す。（）印の中の数字は2階にトイレのあるプランの内訳である。首都圏は4LDK・1階1私室・2階3私室型が主流で，2階にトイレのあるプランが多い。'75年だけは1階1私室の3LDKも多い。札幌圏は'75～'76年では1階1私室型の3LDKが半数を占めるが，4LDK・1階2私室・2階2私室型が主流である。

表3-3のように札幌圏の居間は8畳から10畳への移行がほぼ終っている。1階床面積の増加は札幌圏の1階2私室型（5.7㎡）が最大だが，居間の拡大分（2.4㎡）を差引くと2畳（3.3㎡）の増加に過ぎなく，平面型の型自体に変化が起こりえない面積増である。札幌圏の1階1私室型の1階床面積の増加は居間拡大面積に等しい。首都圏の1階1私室型は面積増がない。

表3-1 1階平面型別の住宅プラン総数

		1階0私室	LDK型		DK型	車庫 取込型	その他
			1階1私室	1階2私室			
札幌圏	'75	3	61	46	9	5	2
	'76	2	102	119	10	5	15
	'80	1	68	146	0	12	6
	'81	0	36	93	0	18	7
首都圏	'75	13	103	10	31	3	1
	'76	12	360	32	129	5	5
	'80	10	131	7	26	11	3
	'81	1	431	28	23	5	12

表3-2 2階私室数別の住宅プラン数
(分析対象数)

		2階私室数					
1階私室数		1	2	3	4		
札幌圏	1	'75～'76年		125 (0)	30 (1)	8 (1)	
		'80～'81年		35 (0)	60 (0)	9 (2)	
	2	'75～'76年		150 (0)	10 (0)	2 (0)	
		'80～'81年		205 (0)	34 (5)		
首都圏	1	'75～'76年	2 (0)	161 (2)	123 (53)	1 (1)	
		'80～'81年		42 (2)	316 (250)	12 (12)	
	2	'75～'76年		32 (8)	5 (4)	1 (0)	
		'80～'81年		20 (4)	15 (13)	1 (0)	

表3-3 LDK型プランの平均面積とその増減

1階私室数	1階1私室						1階2私室					
	札幌圏			首都圏			札幌圏			首都圏		
地域												
年度	'76年	'81年	増減	'75年	'80年	増減	'76年	'81年	増減	'75年	'80年	増減
平均延床面積 (㎡)	83.4	91.2	+7.8	90.1	95.0	+4.9	89.6	96.6	+7.0	90.9	101.0	+10.1
平均1階床面積 (㎡)	53.3	55.8	+2.5	56.0	56.5	+0.5	61.5	67.2	+5.7	64.7	69.2	+4.5
平均居間面積 (㎡) (畳)	14.0 (8.5)	16.1 (9.7)	+2.1	13.0 (7.9)	13.1 (8.0)	+0.1	13.8 (8.4)	16.2 (9.8)	+2.4	12.7 (7.7)	14.4 (8.8)	+1.7

3.2 住宅プラン数の多い配列パターン

図3-1は札幌圏と首都圏の住宅プラン数の多い配列パターンを抽出して、典型的なプランを示している。プラン数の多い配列パターンの中には、連結パターンの異なる数多くのプランもあり、そのような場合には、連結パターン別に典型的なプランを挙げている。これらのプラン例は、札幌圏と首都圏のLDK型平面型の数多く見られる型といえる。表3-4に配列パターン別にプラン数を示す。

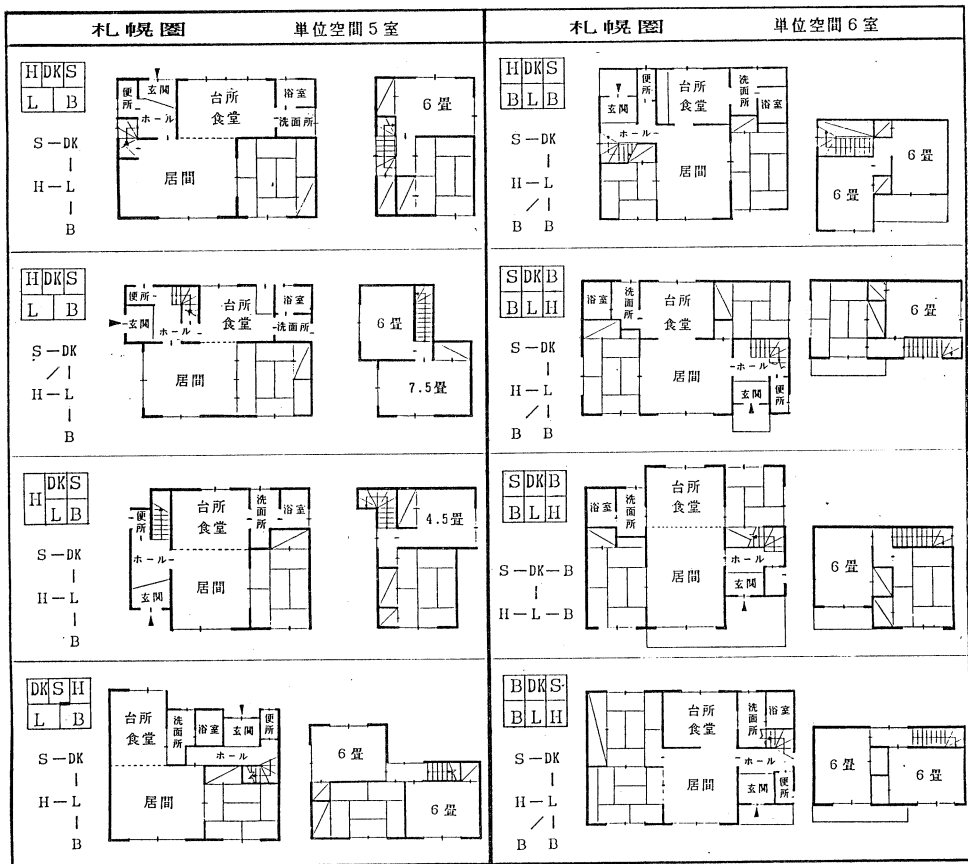


図3-1 a 主な配列パターンとプラン例（札幌圏）

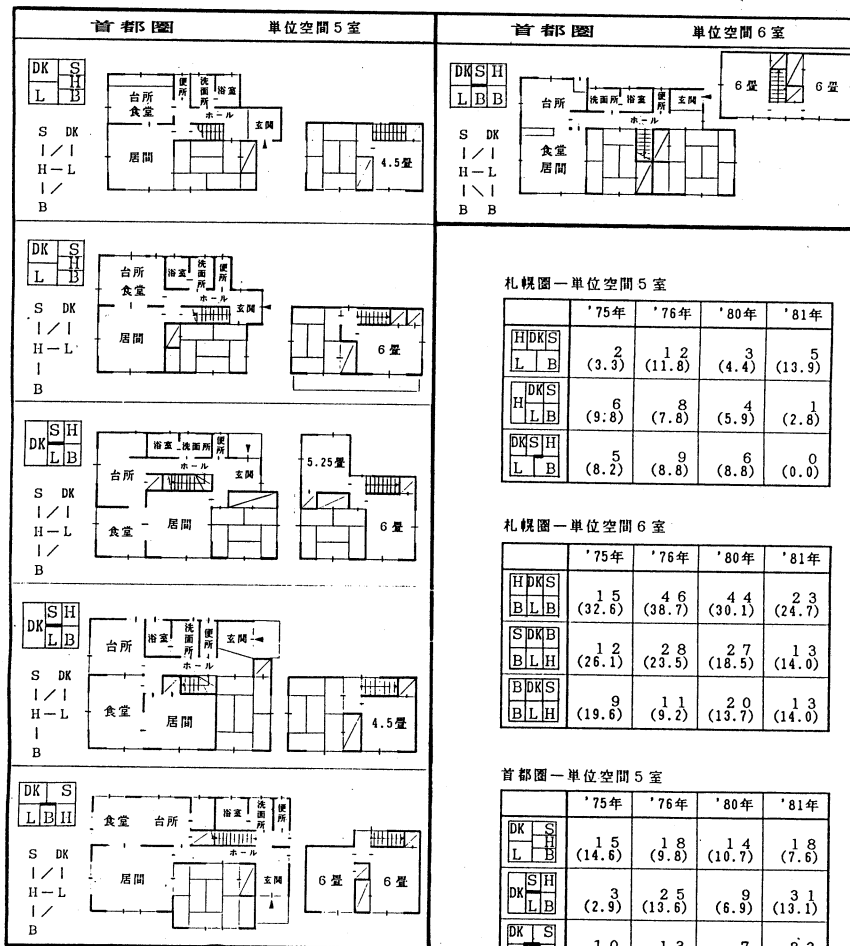


図3-1b 主な配列パターンとプラン例（首都圏）

() 内は各年度のプラン総数に対する %

表3-4 配列パターン別プラン数

3.2 単位空間5室（1階1私室）型の特性と動向

3.2.1 連結・配列形式の特性比較

表3-5はLDK, S, Bの連結形式が生活機能的に支障の多い形式から少ない形式の順序に並べて件数比較をしたものである。袋小路型のSとBをもつ平面型が札幌圏に極めて多く（7割弱, 8.5割）, 首都圏は極めて少ない。表3-6に多く見られる連結パターンを示す。札幌圏はLDKが連結の核となる平面型が多く, 首都圏ではHが連結の核になる平面型が多い。BがHにのみ連結する型と, HとLの両方に連結する型がほぼ同数（3割）ある。

表3-7 札幌圏・首都圏一単位空間5室の連結形式

		DKの連結形式				Sの連結形式			Bの連結形式(LはDKを含む)			プラン総数
		DK H	DK H-L	DK H-L	DK H-L	S-DK	S-DK H	S H	L B	H...L B	H B	
札幌圏	'75~ '76年	2.3 (14.1)	1.1 (70.0)	0.1 (0.6)	2.5 (15.3)	10.9 (66.9)	2.1 (12.9)	3.3 (20.2)	13.4 (82.2)	2.0 (12.3)	9 (5.5)	163件 (100)%
	'80~ '81年	5 (4.8)	8.0 (76.9)	0 (0.0)	1.9 (18.3)	7.4 (71.1)	1.4 (13.5)	1.6 (15.4)	9.2 (88.5)	8 (7.7)	4 (3.8)	104件 (100)%
	合計	2.8 (10.5)	1.9 (72.6)	0.1 (0.4)	4.4 (16.5)	18.3 (68.5)	3.5 (13.4)	4.9 (18.4)	22.6 (84.6)	2.8 (10.5)	1.3 (4.9)	267件 (100)%
首都圏	'75~ '76年	3.7 (12.9)	5.2 (18.1)	3.1 (10.8)	1.6 (58.2)	2.2 (7.7)	2.1 (7.3)	2.4 (85.0)	5.2 (18.1)	1.1 (41.1)	1.7 (40.8)	287件 (100)%
	'80~ '81年	2.1 (5.7)	7.5 (20.5)	1.7 (4.6)	2.5 (69.2)	7 (1.9)	5.2 (14.2)	3.0 (83.9)	2.8 (7.6)	1.1 (48.2)	1.6 (44.2)	367件 (100)%
	合計	5.8 (8.9)	12.7 (19.4)	4.8 (7.3)	4.2 (64.4)	2.9 (4.4)	7.3 (11.2)	5.5 (84.4)	8.0 (12.2)	2.9 (45.1)	2.7 (42.7)	654件 (100)%

表3-6 単位空間5室に於ける主な連結パターン

札幌圏						首都圏					
S-DK	'75~	7.1件	S-DK-B	'75~	3.1件	S-DK	'75~	1.4件	S-DK	'75~	5件
I	'76年	(43.0)	I	'76年	(18.8)	I	'76年	(8.5)	I	'76年	(11.9)
H-L			H-L-B			H-L			H-L		
/I	'80~	9.1件	/I	'80~	3.0件	/I	'80~	2.9件	/I	'80~	6件
B...B	'81年	(38.1)	B...B	'81年	(12.6)	B...B	'81年	(12.1)	B...B	'81年	(17.1)

表3-5 札幌圏・首都圏一単位空間5室の隣接形式

		DKの隣接形式				Sの隣接形式			Bの隣接形式			プラン総数
		HDK L	DK H-L	DK H-L	DK H-L	S-DK H	S-DK H	S H	(DK)L B	(DK)L B	H-B	
札幌圏	'75~ '76年	2.2 (13.5)	6.0 (36.8)	0 (0.0)	8.1 (49.7)	7.6 (46.6)	7.9 (48.5)	8 (4.9)	7.4 (45.4)	8.6 (52.8)	3 (1.8)	163件 (100)%
	'80~ '81年	2 (1.9)	3.6 (34.6)	0 (0.0)	6.6 (63.5)	4.1 (39.4)	5.9 (56.7)	4 (3.9)	5.1 (49.0)	5.0 (48.1)	3 (2.9)	104件 (100)%
	合計	2.4 (9.0)	9.6 (35.9)	0 (0.0)	14.7 (55.1)	11.7 (43.8)	13.8 (51.7)	1.2 (4.5)	12.5 (46.8)	13.6 (50.9)	6 (2.3)	267件 (100)%
首都圏	'75~ '76年	3.2 (11.2)	3.6 (12.5)	1.8 (6.3)	2.0 (70.0)	7 (2.4)	2.4 (85.7)	3.4 (11.9)	3.1 (10.8)	2.3 (83.3)	1.7 (5.9)	287件 (100)%
	'80~ '81年	1.8 (4.9)	5.5 (15.0)	9 (2.4)	2.8 (77.7)	1 (0.3)	2.8 (77.9)	8.0 (21.8)	1.0 (2.7)	2.8 (77.4)	7.3 (19.9)	367件 (100)%
	合計	5.0 (7.7)	9.1 (13.9)	2.7 (4.1)	4.8 (74.3)	8 (1.2)	5.3 (81.4)	1.4 (17.4)	4.1 (6.3)	5.2 (80.0)	9.0 (13.7)	654件 (100)%

表3-7に隣接形式（配列の部分形式）を示す。LとBのみ、SとDKのみの隣接は首都圏には殆どなく、札幌圏では各4.5割ほどあることが特徴的である。

3.2.2 札幌圏の連結・配列形式の展開動向

札幌圏のH・L・DKの連結ではHとLの連結のないタイプ（DK通り抜け型）が減少している。Sが袋小路型にならない連結は横ばいだが3割強ある。SとDKのみの隣接が減少して（4.5割強→4割弱）、SがDKとHに隣接するタイプが増加（5割弱→5.5割強）していることから見ても、Sの袋小路型が解消されてゆく可能性はあろう。

表3-8 札幌圏—単位空間5室に於ける隣接形態別の主な配列パターン

	連結 配列	S-DK				S-DK H				S H					連結 配列	L(DK) B				H L(DK) B				H B			
		75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年			75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年
隣接 S/DK	主なパターン														主なパターン												
	HDKS*1 L B	2	6	1	5										L B	HDKS L B	1	7	1	2							
	B S L H	1	7	1	3										L B	B S L H	1	3	1	3							
															L B	B S L H	6	4	1					1	1		
	H S L B	5	6												L B	H S L B	5	6									
															L B	H S L B	1							2			
	B S L H	3													L B	B S L H	4										
	H S L B	3													L B	H S L B	1	2	9	6			1				
	HDKS*1 L B	2	1	6											L B	HDKS L B	2	5	1	8							
															L B	HDKS L B											
隣接 S/H	主なパターン														主なパターン												
	DKSH*2 L B	1	6	1	5	6	4	1	0	6					L B	DKSH L B	3	4	1	9	6	8	1	1			
	B H L DK	2	2			1	1								L B	B H L DK	4	4									
	BDKS L H	3	3			1				1					L B	BDKS L H	*1	3	1	3							
	DK S*2 L B					1	3	9	1						L B	DK S L B	3	4	7								
	H S*2 L B	1	0	3	9	3	3	3	3						L B	H S L B	*1	2	9	6			1				
	B DK S L H	2	1	0	2	2	2	2							L B	B DK S L H	*2	5	1	8							
隣接 S/B	主なパターン														主なパターン												
	B S L H									2					L B	B S L H			1								
	BDKL L H									2					L B	BDKL L H			*1					2			
隣接 S/L	主なパターン														主なパターン												
	S H L B									2	1				L B	S H L B	8	1									

*1 現在多いパターン

*2 今後の展開方向にあるパターン

3.3 単位空間6室（1階2私室）型の特性と動向

3.3.1 連結・配列形式の特性比較

表3-9にLDK, S, Bの連結形式を示す。袋小路型のSとB（2室とも）をもつ平面型は札幌圏に極めて多く（8割強，7割弱），首都圏には殆んどない。BがHとLに1室ずつ連結する平面型は両者ともに比較的多い（札幌圏3割，首都圏5割）。Bが2室ともLに連結する平面型は札幌圏に多く（7割弱），首都圏には殆んどない。Bが2室ともHに連結する平面型は首都圏

表3-9 札幌圏・首都圏一単位空間6室の連結形式

		DKの連結形式				Sの連結形式			Bの連結形式（LはDKを含む）				プラン総数
		DK H—L	DK H—L	DK H—L	DK H—L	S—DK	S—DK H	S H	H—L B—B	H—L B—B	H—L B—B	H—L B—B	
札幌圏	'75～ '76年	19 (11.5)	135 (81.8)	0 (0.0)	11 (6.7)	145 (87.8)	10 (6.1)	10 (6.1)	126 (76.4)	7 (4.2)	29 (17.6)	3 (1.9)	165件 (100)%
	'80～ '81年	8 (3.3)	200 (83.7)	1 (0.4)	30 (12.6)	190 (79.5)	29 (12.1)	20 (8.4)	150 (62.8)	5 (2.1)	81 (33.9)	3 (1.2)	239件 (100)%
	合計	27 (6.7)	335 (82.9)	1 (0.2)	41 (10.2)	335 (82.9)	39 (9.7)	30 (7.4)	276 (68.3)	12 (3.0)	110 (27.2)	6 (1.5)	404件 (100)%
首都圏	'75～ '76年	5 (11.9)	12 (28.6)	5 (11.9)	20 (47.6)	19 (19.1)	3 (7.1)	31 (73.8)	4 (9.5)	1 (2.4)	28 (66.7)	9 (21.4)	42件 (100)%
	'80～ '81年	5 (14.3)	10 (28.6)	0 (0.0)	20 (57.1)	1 (2.8)	3 (8.6)	31 (88.6)	1 (2.9)	2 (5.7)	12 (34.3)	20 (57.1)	35件 (100)%
	合計	10 (13.0)	22 (28.6)	5 (6.5)	40 (51.9)	20 (11.7)	6 (7.8)	62 (80.5)	5 (6.5)	3 (3.9)	40 (51.9)	29 (37.6)	77件 (100)%

表3-10 単位空間6室に於ける主な連結パターン

札幌圏				首都圏							
S—DK H—L B	'75～ '76年 '80～ '81年	66件 (25.1) 41件 (39.4)	S—DK H—L B	'75～ '76年 '80～ '81年	10件 (6.1) 14件 (12.5)	S—DK H—L B	'75～ '76年 '80～ '81年	72件 (25.1) 109件 (29.7)	S—DK H—L B	'75～ '76年 '80～ '81年	65件 (22.6) 117件 (31.9)

表3-11 札幌圏・首都圏一単位空間6室の隣接形式

		DKの隣接形式				Sの隣接形式			Bの隣接形式						プラン総数
		DK H—L	DK H—L	DK H—L	DK H—L	S—DK	S—DK H	S H	(DK) L—B	(DK) L—B	(DK) L—B	(DK) L—B	(DK) L—B	(DK) L—B	
札幌圏	'75～ '76年	19 (11.5)	75 (45.5)	0 (0.0)	71 (43.0)	118 (71.5)	41 (24.9)	6 (3.6)	23 (13.9)	122 (74.0)	4 (2.4)	5 (3.0)	9 (5.5)	2 (1.2)	165件 (100)%
	'80～ '81年	8 (3.4)	105 (43.9)	0 (0.0)	126 (52.7)	137 (57.3)	90 (37.7)	12 (5.0)	47 (19.7)	133 (55.7)	24 (10.0)	8 (3.3)	25 (10.5)	2 (0.8)	239件 (100)%
	合計	27 (6.7)	180 (44.5)	0 (0.0)	197 (48.8)	255 (63.1)	131 (32.4)	18 (4.5)	70 (17.4)	255 (63.1)	28 (6.9)	13 (3.2)	34 (8.4)	4 (1.0)	404件 (100)%
首都圏	'75～ '76年	5 (11.9)	9 (21.4)	3 (7.2)	25 (59.5)	5 (11.9)	37 (88.1)	0 (0.0)	2 (4.8)	18 (42.9)	5 (11.9)	3 (7.1)	14 (33.3)	0 (0.0)	42件 (100)%
	'80～ '81年	5 (14.2)	8 (22.9)	0 (0.0)	22 (62.9)	1 (2.9)	33 (94.2)	1 (2.9)	1 (2.9)	8 (22.8)	1 (2.9)	0 (0.0)	25 (71.4)	0 (0.0)	35件 (100)%
	合計	10 (13.0)	17 (22.1)	3 (3.9)	47 (61.0)	6 (7.8)	70 (90.9)	1 (1.3)	3 (3.9)	26 (33.8)	6 (7.8)	3 (3.9)	39 (50.6)	0 (0.0)	77件 (100)%

に多く（4割弱）、札幌圏には殆んどない。表3-9に、多く見られる連結パターンを示す。札幌圏の袋小路型のBには、LとDKに1室ずつ連結するタイプがあることが特徴的である。表3-11にLDK、S、Bの隣接形式を示す。SとDKのみ隣接するタイプは首都圏では極めて少なく、札幌圏では6割強あることが特徴的である。Bが2室ともLに隣接するタイプは札幌圏に多く（8割）、Bが2室ともHに隣接するタイプは首都圏に多い（5割）。

3.3.2 札幌圏の連結・隣接形式の展開動向

札幌圏の連結・隣接形式の年次変化は、Sの連結・隣接ではSとDKのみの連結・隣接が減少し、他の連結・隣接が増加している。即ち、DKに連結・隣接する袋小路型のSが減少する傾向にある。Bの連結・隣接では、Bが2室ともLに連結・隣接するタイプが減少し、BがLとHに連結・隣接するタイプが増加する傾向にある。

表3-12 札幌圏一単位空間6室に於ける隣接形態別の主な配列パターン

	連結 配列	S-DK		S-DK H		S H			連結 配列	H...L(DK) B...B		H...L(DK) B...B		H...L(DK) B...B	
		75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年			75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年	75~ 76年	80~ 81年
隣接 I) S/DK	主なパターン HDKS *1 BLB	6	2	7	1				主なパターン HDKS BLB	1	4				
	HBS BLDK	6	4						HDKS BLB	4	9	5	4	1	8
	BHS BLDK								HSDK BLB					2	0
	SDKB *1 BLH *1	4	8	5	0				BLB	2	1	1	4		
隣接 II) S/DK H	主なパターン S H *2 DK L L B	5	1	1		9	1	1	主なパターン S H DK L L B	2	6	2	1	2	
	DKSH *2 L B B	2	4	1	5	3	4		BHS L B					4	1
	DKSB L B H	1		1	1		1		DKSH L B B				6	1	3
	HSDK *2 B L B	3	2	3	3		1		DKSB L B H			2	1		
	BHS *2 B L DK	3	3	2	4				HDKS BLB	*4	9	5	4	1	8
	BSDK BLH	1	2	5	3	4			HSDK BLB					2	0
									BLB						
									BHS BLDK	9				3	
									BDKS BLH	*2	1	3	8		
隣接 III) S H	主なパターン BSB L DK					5			主なパターン BSB L DK			3			
	BHS BLDK					1	5		BHS BLDK					6	

*1 現在多いパターン

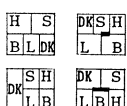
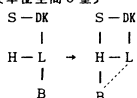
*2 今後の展開方向にあるパターン

4. 総 括

分譲住宅には経済的、規模的制約が大きい。北海道に於いては防寒上の制約も加わる。必要な室規模を確保し、ストーブ1個で全室を適温に保つには袋小路型居室や通り抜け動線の多い平面型にせざるをえないが、札幌圏分譲住宅のパターン分析では袋小路型居室が解消される方向にあることを指摘できる。(1)DKに袋小路型のS(洗面、浴室)と、Lに袋小路型のB(私室)は、1階2私室型では減少しており、袋小路型でない連結が増加している。(2)隣接パターンでは袋小路型を解消できるパターンの平面型が増加していることを指摘できる。(3)隣接パターンでは1階1私室型でも、DKに袋小路型のSを解消できるパターンの平面型が袋小路型パターンの平面型よりも数多く見られる。(4)ただし、DKがH(玄関ホール)に連結しない平面型が多数を占める。(5)また、札幌圏と首都圏は1階床面積が同規模であるのに、Lは札幌圏10畳、首都圏8畳である。

従って、規模を大幅に拡大せずに袋小路型を解消するには、S(洗面室)をDKとH(玄関ホール)に連結させて、Sに通り抜け動線をもつ連結形式にすることになろう。表3-8と表3-12は、H・S・DKとB・H・L(DK)の連結・隣接パターン別に、配列パターンに対応する札幌圏の分譲住宅プラン数を示している。この表から札幌圏分譲住宅の袋小路型を解消させる方向にある連結・配列パターンを抽出できる。そのパターン例を図4-1に示す。

(単位空間5室)



(単位空間6室)

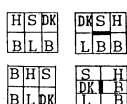
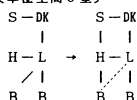
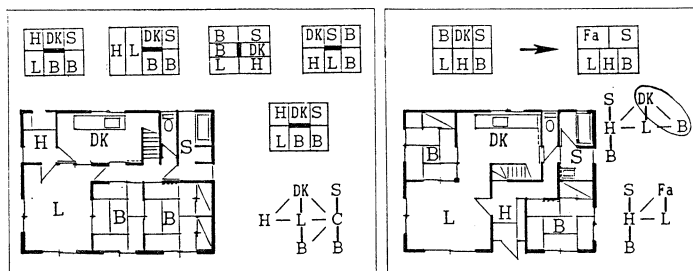


図4-1 札幌圏の非袋小路型パターン



(A) 続き間型プラン

(B) 家族室(Fa)型プラン

図4-2 パターンからのプラン作成例

図4-1のように抽出したパターンのサンプルが少ない場合、図4-2のように連結・配列パターンに一致する数多くの平面型を作成してみることは平面型の展開過程の検討を容易にするであろう。以上のことから、パターン分析によって平面型の展開方向を検討できる可能性は大きいといえよう。

札幌圏分譲住宅は、「袋小路型」、「ストーブ中心型」平面型ゆえに獲得したとも言える広い公室空間や居間との開放性の高い和室など、「居間中心型」的な住様式も定着してきており、「非袋小路型」に単純に移行しえない側面ももつ。より詳細なパターン分析と、それに基づく住様式、住意識調査による検討が残された課題である。

終りに、本論文は修士及び卒業研究で得られた結果を取纏めたものである。その間、方法論については清水建設研究所太田利彦所長に貴重な示唆をいただいた。北海道大学足達富士夫教授からは住宅研究について終始ご助言をいただいた。そして、小室晴陽氏はじめここ数年来の研究室の修士・卒論生諸氏には多大な御助力をいただいた。記して深く感謝の意を表す次第である。

(昭和61年5月21日 受理)

参考文献

- 1) 太田利彦：建築の設計方法に関する研究（博士論文），1970
- 2) J.P. Steadman：Architectural Morphology, Pion Limited, London, 1983
- 3) L. March：The Geometry of Environment, Methuen & Co Ltd, 1974
- 4) C. Alexander：Notes on the Synthesis of Form, Harvard Univ Pres, New York, 1968
- 5) 服部岑生：平面類型から見た住様式の動向に関する研究(1), 住宅研究所報No. 7, 1980
- 6) 足達富士夫編：北海道の住宅と住様式, 北海道大学図書刊行会, 1982
- 7) 木村徳国：日本近代都市独立住宅様式の成立と展開に関する史的研究, 北大工学部研究報告, 1958,

Predictive Calculation for Deflections of Reinforced Concrete Floor Slab Systems

杉野目 章・井 野 智・土 橋 由 造

— Part 1 Procedure —

Akira SUGINOME, Satoru INO and Yoshizo DOBASHI

Abstract

In this report, we incorporate equations for a respective estimation of causally different types of deflection for r. c. beams and one-way slabs into our system for the deflection calculation of two-way floor structures, so that, after the system has been suitably modified, it may be of extended and generalized use for examining such structures.

This permits us to express chronic (or longtime) deflection as the total effect of a variety of agents.

Then, we examine whether and how the actually observed chronic transition of slab behaviors is consistent overall with their follow-up predictions established by our procedure, and we test its utility by resorting to some available previous test examples of slab models under sustained service loading. We note that our system can be maintained in practice.

Predictive Calculation for Deflections of Reinforced Concrete Floor Slab Systems

Part 1 : Procedure

1. Introduction

Almost a quarter of a century has passed since the earliest domestic cases of deflection damage and excessive cracking to reinforced concrete floor slabs was first noticed in Hokkaido⁵. Initially the cause of similar types of structural deterioration was attributed to the presumed likelihood of defective material and inappropriate regional construction practice. Later on, however, being mainly made in Britain and West Germany, material scientific researches⁶ into related types of floor slab deflection and detailed analyses⁷ based on field measurements of the conditions of relevant manifold examples revealed that such deflection combined with cracking is in fact both common and of worldwide incidence and refers to the most frequent structural maintenance problem ; an information which led us to have known many other cases in point all over this country.

There has been a dearth of empirical means to explore the causes of impaired structural serviceability other than finding them out by analyzing observed sets of data of a number of collected,

relevantly damaged instances, as was the case with [8], or by quasi-permanent loading tests of full-scale slab models, while all the time satisfying the designated set of ambient atmospheric conditions ; the latter means being too idealistic in general to be economically maintained.

In recent years, however, significant progress has been made in experimentally clarifying some of the elemental factors that comprise the subject matter of predictive calculation such as effects of the bond-slip of edge reinforcement on predictions of deflection^{16,17} and what is called stratified values²⁵ of intensity of the loads imposed at construction work. Also, rational treatment in static calculations of major detrimental phenomena of cracking, creep and drying shrinkage have become somehow possible by use of findings through the pertinent long postwar research activities fundamentally engaged in Europe. Such achievements have served for solid prospects to be opened for elucidating both material and static phases of the structure.

In other countries, notably Euramerican, major studies on the time dependencies of the deformation of r. c. horizontal members have started largely in 1960s⁹ and provided results which are embodied by the ACI, CEB or other typical building codes in their pertinent clauses.

Primarily referring to beams or one-way slabs such building code methods for predictive estimation of slab deflections must practically depend on beam approximations as is the case typically with ACI's equivalent frame method and accordingly remain too coarse approaches whereby to go into two-way anisotropic behaviors of the floor slab structure especially relevant to its introduced damaged cases above where the reinforcement around supports is known to cause a significant amount of bond-slip the code methods are unaccountable for.

Actually, longtime deflections predicted by use of them is accepted in most cases to be less than half the corresponding direct measurements.

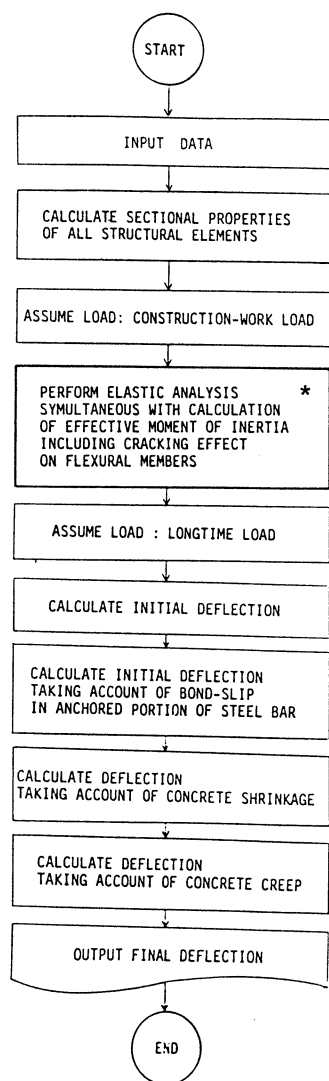
In this report those standardized or acknowledgedly representative formulations for cracking, creep and other causally different effects on the longtime deflection, derived for the one-way system are incorporated in the authors' calculation system for two-way structures, through its accompanying generalization and modification.

Then, thus far available longtime test results and measured deflection increases with time on model floor slabs are compared with their follow-up solutions afforded by the introduced procedure, in an effort to examine whether the latter results can be reasonably consistent with the former.

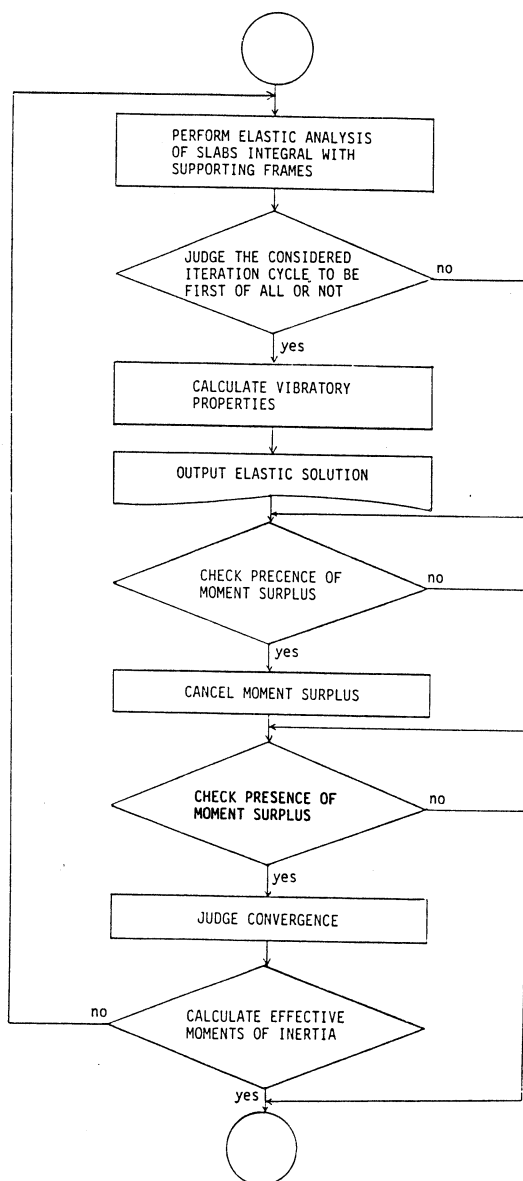
2. Method of Analysis

The predictive calculation of the terminative or final deflection of r. c. floor systems may be per-

Predictive Calculation for Deflections of Reinforced Concrete Floor Slab Systems



(a) Main Diagram



(b) Detail of Part in Thick Frame* of Main Diagram

Fig. 1 Diagrammed Flow of Calculation for Predicting Deflections.

formed as for its causally different portions when being pursuant to the flow-diagram in Fig. 1 .

2. 1 Consideration of Supporting Frames

In the following, the description of the proposed analytical method is, in expectation of its widest possible application, to be so generalized as not just to cover cases of ordinary floor slabs but of constructions with slab or subpanel zones of uniform increased thickness.

Hence hereafter to be analyzed is a floor slab with or without beams, which is orthogonally anisotropic due to its differing modes of cracking in the two orthogonal directions.

In effect, a finite difference approach coupled with the slope-deflection fundamentals will now be derived on a whole system of structure with both beam and slab elements. In the present work first subdividing its short and long spans, measured at beam centroidal axes, into equal meshes and then selecting as unknowns deflections at the interior mesh points (inner points), those at the above axes, and the angles of torsion about them, a set of equilibrium equations will be set up in difference form.

1) Orthogonally Anisotropic Slab Equations

Given the slab stiffness in respective short and long directions by D_x and D_y , with $D_x/D_y = k^4$, $D_y/D = \mu$ and Poisson's ratio $\nu = 0$ for simplicity, the governing differential equation for an orthogonally anisotropic rectangular slab is expressed as Eq. (1) and bending moments M_x , M_y , torsional moment M_{xy} as well as reactions V_x , V_y are respectively defined by Eqs. (2) through (6)¹⁰.

$$k^4 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2k^2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} - \frac{P}{\mu D} = 0 \quad (1)$$

$$M_x = -\mu k^4 D (\partial^2 w / \partial x^2) \quad (2)$$

$$M_y = -\mu D (\partial^2 w / \partial y^2) \quad (3)$$

$$M_{xy} = -\mu k^2 D (\partial^2 w / \partial x \partial y) \quad (4)$$

$$V_x = -\mu k^2 D (k^2 \partial^3 w / \partial x^3 + 2 \partial^3 w / \partial x \partial y^2) \quad (5)$$

$$V_y = -\mu D (\partial^3 w / \partial y^3 + 2k^2 \partial^3 w / \partial x^2 \partial y) \quad (6)$$

where w = deflection, p = intensity of load of uniform distribution, D = stiffness of a standard slab or $Et^3/12(1 - \nu^2)$, t = thickness of the standard slab, E = elastic modulus of concrete and ν = Poisson's ratio of concrete.

Further assuming a width of difference subdivision or, briefly, a mesh width for each of the orthogonal directions as Δx and Δy , with ratio $\gamma = \Delta y / \Delta x$, and any mesh point as a reference point of compatibility of surrounding contiguous subpanels A, B, C and D leads to such a resultant reaction S_{xy} at their common corner (point) as is expressed as follows by using reactions in both directions and concentrated reaction, $F_{xy} = 2 \cdot M_{xy}$.

Predictive Calculation for Deflections of Reinforced Concrete Floor Slab Systems

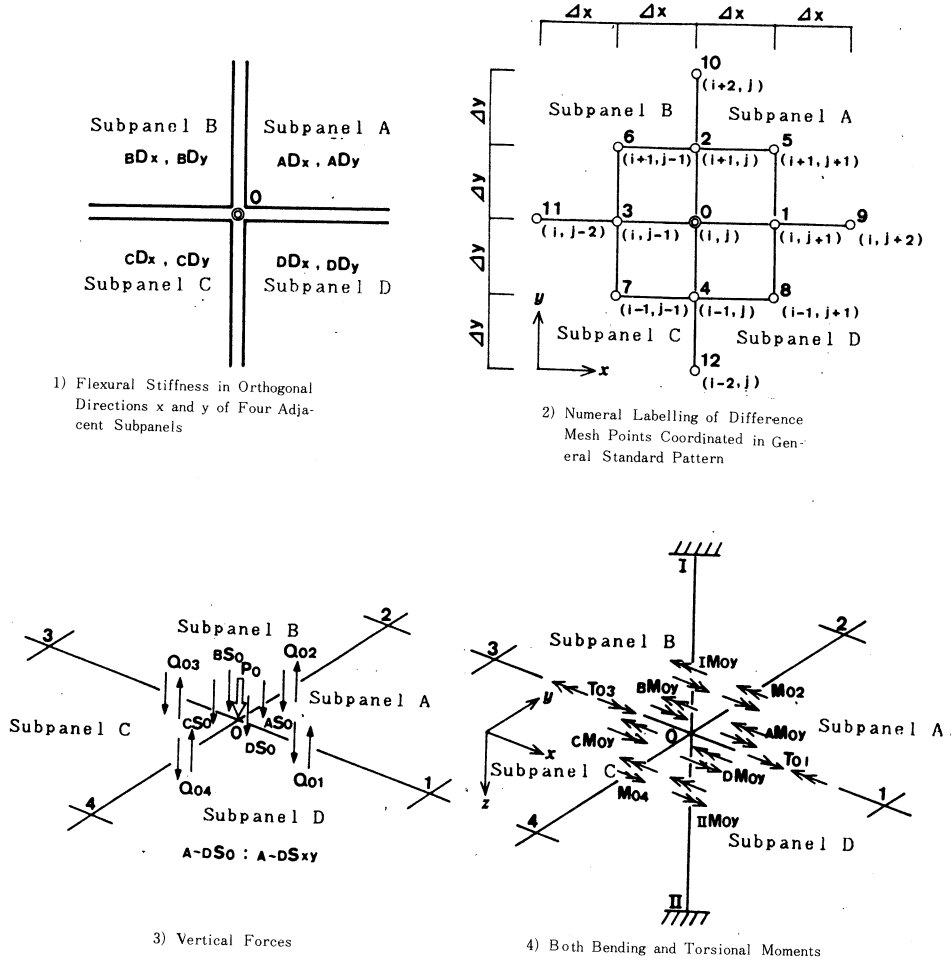


Fig. 2 Vertical Forces and Moments Acting at Point of Intersection of Four Adjacent Subpanels of a Slab; A, B, C and D

$$S_{xy} = (V_x + \gamma V_y) \Delta x / 2 + 2 M_{xy} \quad (7)$$

Expansion of Eqs. (1) through (6) in finite difference form with subsequent subtraction of a fourth of the identity Eq. (1) from Eq. (7) gives schematized Eq. (8) of Fig. 3; provided that it refers to preceding subpanels A, B, C and D respectively when $m = 1$ with $n = 1$, $m = 1$ with $n = -1$, $m = -1$ with $n = -1$ and $m = -1$ with $n = 1$. Also in the same equation w 's are those deflections at imaginary points which become, in case of the structure having a beam along the above contiguous edge, using angles of torsional rotation θ_x and θ_y about its sectional axis, such as

$$w'_{i,j-n} = w_{i,j+n} - 2n \Delta x \theta_{x_{i,j}} \quad (9)$$

$$w'_{i-m,j} = w_{i+m,j} + 2m \Delta y \theta_{y_{i,j}} \quad (10)$$

$$\begin{array}{c}
 \begin{array}{c}
 \begin{array}{c}
 \frac{1}{2r^3} \cdot w_{i+2m,j} \\
 \left(\frac{2k^2}{r} + \frac{3}{2r^3}\right) w_{i+m,j} \\
 \frac{(3k^4r}{2} + \frac{2k^2}{r} + \frac{3}{2r^3}) w_{i,j} \\
 \frac{1}{2r^3} \cdot w_{i-m,j}
 \end{array}
 \end{array}
 \begin{array}{c}
 \begin{array}{c}
 \frac{k^4r}{2} \cdot w_{i,j-n} \\
 -\left(\frac{3k^4r}{2} + \frac{2k^2}{r} + \frac{3}{2r^3}\right) w_{i,j} \\
 \frac{k^4r}{2} \cdot w_{i,j+2n}
 \end{array}
 \end{array}
 \end{array}
 \begin{array}{c}
 \begin{array}{c}
 \frac{2k^2}{r} \cdot w_{i+m,j+n} \\
 \left(\frac{3k^4r}{2} + \frac{2k^2}{r}\right) w_{i,j+n} \\
 -\frac{k^4r}{2} \cdot w_{i,j+2n}
 \end{array}
 \end{array}
 \begin{array}{c}
 \begin{array}{c}
 \frac{Pr\lambda^2}{4}
 \end{array}
 \end{array}
 \quad (8)$$

Fig. 3 Resultant Reaction at a Corner Point of a Slab Panel

When this edge has no beam but is the boundary of two subpanels with different slab stiffnesses the following equations of continuity for an above-mentioned slab with subpanel thickenings are to be used¹¹.

$$w'_{i,j-n} = \frac{\xi - 1}{\xi + 1} w_{i,j+n} - 2 \frac{\xi - 1}{\xi + 1} w_{i,j} + \frac{2\xi}{\xi + 1} w_{i,j-n} \quad (11)$$

$$w'_{i-m,j} = \frac{\xi' - 1}{\xi' + 1} w_{i+m,j} - 2 \frac{\xi' - 1}{\xi' + 1} w_{i,j} + \frac{2\xi'}{\xi' + 1} w_{i-m,j} \quad (12)$$

where ξ and ξ' are ratios of adjacent to considered panel stiffness, e. g. in deflection equations for imaginary points of subpanel A : with

$$\xi = {}_B D_x / {}_A D_x \text{ and } \xi' = {}_B D_y / {}_A D_y$$

2) Equilibrium of Vertical Forces

In cases with a beam along a common edge of preceding subpanels the equation of equilibrium at their common corner point of vertical forces becomes

$$(Q_{01} - Q_{03}) + (Q_{02} - Q_{04}) + ({}_A S_{xy} + {}_B S_{xy} + {}_C S_{xy} + {}_D S_{xy}) = P_o \quad (13)$$

where $Q_{01} - Q_{04}$ = shearing forces at the ends of beam members, ${}_A - {}_D S_{xy}$ = reaction resultants at corner points of the subpanels, P_o = concentrated load acting at point O.

A member-end shearing force in the beam in the x-direction is obtained by expanding the governing differential pair of equations for a beam

$$\frac{d^3 w}{dx^3} = -\frac{Q_x}{EI_x}, \quad \frac{d^4 w}{dx^4} = \frac{q_x}{EI_x} \quad (14)$$

in finite difference form, so that

$$Q_x = -\frac{EI_x}{2\Delta x^3} (-w_{i,j-2} + 2w_{i,j-1} - 2w_{i,j+1} + w_{i,j+2}) \quad (15)$$

$$\frac{EI_x}{\Delta x^4} (w_{i,j-2} - 4w_{i,j-1} + 6w_{i,j} - 4w_{i,j+1} + w_{i,j+2}) - q_x = 0 \quad (16)$$

and by doing such sums as (15)–(16) $\times \Delta x / 2$

and (15)+(16) $\times \Delta x / 2$ as follows

$$Q_{01}, Q_{03} = \frac{mEI_x}{\Delta x^3} (w'_{i,j-m} - 3w_{i,j} + 3w_{i,j+m} - w_{i,j+2m}) + mq_x \Delta x / 2 \quad (17)$$

where Q_{01} and Q_{03} are respectively used when $m = 1$ and $m = -1$;

q_x = self-weight of a beam in the x-direction and I_x = second sectional moment of the beam.

3) Equilibrium Equations for Moments

With the signs of moments in each building element acting at beam-column connection O in the y-direction assumed as shown in Fig.2(4), the following equilibrium holds :

$$-(M_{yA} + M_{yB} - M_{yC} - M_{yD}) \Delta x / 2 + (M_{02} - M_{04}) + (M_{0yI} + M_{0yII}) + (T_{01} + T_{03}) = 0 \quad (18)$$

where M_{yA-D} = bending moments in each above subpanel in the y-direction, M_{02}, M_{04} = bending moments at ends of a beam in the y-direction, M_{0yI}, M_{0yII} = bending moments respectively at upper-column bottom and lower column-top and T_{01}, T_{03} = torsional moments in a beam in the x-direction,

$$M_{yA-D} = D_y (-w_{i+m,j} + 2w_{i,j} - w'_{i-m,j}) / \Delta y^2 \quad (19)$$

$$M_{02}, M_{04} = EI_y (-w_{i+m,j} + 2w_{i,j} - w'_{i-m,j}) / \Delta y^2 \quad (20)$$

$$M_{0yI} = 4E I_{zy} \theta_{y_{i,j}} / L_z \quad (21)$$

$$M_{0yII} = 4E I_{zy} \theta_{y_{i,j+m}} / L_z \quad (22)$$

$$T_{01}, T_{03} = GJ_x (\theta_{y_{i,j}} - \theta_{y_{i,j+m}}) / \Delta x \quad (23)$$

where cases of $m = 1$ and $m = -1$ respectively refer to M_{yA-D} , M_{02} and T_{01} as well as $M_{yB,C}$, M_{04} and T_{03} ; I_{zy}, I_{zx} = second sectional moments respectively of upper and lower columns G = elastic modulus in shear and J_x = coefficient of torsional resistance of a beam¹³ in the x-direction.

2. 2 Consideration of Flexural Cracking of Concrete

The present deflection analysis of a floor slab together with its supporting frames consists of implementing for a difference system of equations formulated above their simultaneous solution that is to be iterated until its convergence after an initial elastic result, by employing sectional stiffnesses over again whenever they may take further reduced values due to considered effect of cracking, as will be explained in detail ; i.e. leading to the initial deflection, Δ_i , of a slab and a beam, with the considered effect of their cracking.

1) Reduced Slab Stiffness

For a whole span, in either orthogonal direction, of any slab strip with a difference mesh width, henceforth called mesh-width strip, the bending moment distribution along this is checked if both of its positive and negative maximal values, M_a 's, exceed a cracking value, M_{cr} , and in an affirmative case

using respective moments of inertia for cracked and uncracked sections, I_g and I_{cr} , an effective moment of inertia I_e for a mesh-width strip is calculated by Branson's ensuing equation¹⁴.

$$I_e = \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 I_g + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right] I_{cr} \quad (24)$$

where for a rectangular section with double reinforcement

$$I_{cr} = b(cd)^3 / 3 + \eta A_s(d - cd)^2 + (\eta - 1) A'_s(cd - d')^2 \quad (25)$$

with b = difference mesh width, c = ratio of depth of neutral axis of a section to its height, d = distance of centroid of tensile reinforcement from compression face, d' = distance of centroid of compressive reinforcement from that face, η = modular ratio, A_s = area of tensile reinforcement and A'_s = that of compressive reinforcement ; provided that ratios of tensile and compressive steel area $\rho (=A_s/bd)$ and $\rho' (=A'_s/bd)$ are respectively used to obtain c , i. e.,

$$c = \sqrt{2 \eta (\rho + 2 \rho' d'/d) + \eta^2 (\rho + 2 \rho')^2} - \eta (\rho + 2 \rho') \quad (26)$$

As suggested in [14] chiefly respecting one-way structure effective moments of inertia I_e 's for a positive and two negative moments regions of it are each weighted by multiplying each I_e by a ratio of the moment area of the corresponding region to the sum of the pertinent three areas and are subsequently averaged as usual, resulting for all the mesh-width strip average moments of inertia.

And further, some and the others of these respectively for mesh-width strips in the middle strip and those in the column strip are separately averaged again to provide $_{avg}I_e$'s, where both latter wider strips can be those each occupying a half of the whole area of a slab panel as customarily defined, e. g. in [12], but at this time a similar panel division introduced in Section 3.1 is used deeming it can more reflect actual propensities of cracking.

Finally, reduced slab stiffnesses in both orthogonal directions, for either such a middle or column strip are obtained as :

$$D_e = D_g (_{avg}I_e / I_g) \quad (27)$$

naturally differing in value after the first sequence of iteration and so requiring a solution as an orthogonally anisotropic structure.

2) Reduced Beam Stiffness in Bending and Torsion

The average effective moment of inertia for a beam moment can be obtained in the same manner as in the case of a slab strip of the mesh width, using the average of moment areas at beam ends and center, after being weighted proportional to each area.

Only in its positive bending region the structure needs to be considered to be integral with that part of the slab panel called cooperative width which is in the current case taken from the corresponding equation in [15] for a T-beam. Then for its cracked section

$$I_{cr} = B(cd)^3/3 + \eta A_s(d-cd)^2 \quad (28)$$

where B = flange width of a T-beam with the ratio of depth of neutral axis c being obtained by Eq. (26) putting $S = A_s/(Bd)$ and $S' = A'_s/(Bd)$.

On the other hand, far less work having been available on the torsional stiffness of a T-beam affected by cracking of the concerned type its value is expediently assumed to decrease proportional to the corresponding reduction in flexural stiffness.

2. 3 Consideration of Bond-Slip of Reinforcement Anchorage

Both groups of Higashi-Komori and Takahashi-Koyanagi have made short and long-term loading tests on one-way slab strips and cantilever structures in order to account for sustained deformational action of r. c. floor slabs and as a result pointed out that in addition to its being comparable in magnitude to the effects of cracking, creep and drying shrinkage on such deflectional behaviors that of the bond-slip of the portion of anchorage of the reinforcing steel was found to be far larger than an amount which had generally been regarded as being of an ignorable order^{16,17}.

In this work deflections so caused are to be analyzed in the following process. Denoting the stress in the reinforcement at the support of a slab by σ_s , the length of its portion of anchorage L_d is given by

$$L_d = A_s \sigma_s / \tau_b \phi \quad (29)$$

where τ_b = average bond stress in the above part of reinforcement and ϕ = perimetric length of reinforcement.

Assuming the distribution of the bond stress is triangular with σ_s and 0 as its values respectively at the root and tip of anchorage, the elongation of the steel, i. e., the amount of its bond-slip for a length of anchorage L_d becomes

$$u = L_d \sigma_s / 2 E_s \quad (30)$$

What is caused thereby, the angle of rotation θ of the middle plane of a slab about the axis of its support may be calculated by the following equation, assuming the neutral axis for cracked section decided by Eq. (26) as the above axis

$$\theta = \frac{u}{(1-c)d} = \frac{A_s \sigma_s^2}{2(1-c)d E_s \tau_b \phi} \quad (31)$$

The additional deflection due to the bond-slip at the support, Δ_s , may be calculated as a solution for the structure with rotations θ 's that are thus worked out at each mesh point along its edges forced back again at the same position.

2. 4 Consideration of Creep and Shrinkage of Concrete

For r. c. floor slabs their longtime deflections caused by creep and shrinkage of concrete may be calculated as follows by making a generalized application of Branson's method¹⁴.

In his original equation the deflection due to creep is expressed in terms of the initial deflection Δ_i alone that includes the effect of flexural cracking. But the effect of bond-slip, being one of the significant factors controlling depth and width of cracks, concerned mainly with early stages of structural deflection is currently added to the preceding Δ_i . Thus the deflection due to creep may be expressed as

$$\Delta_{cp} = K_r \phi_t (\Delta_i + \Delta_s) \quad (32)$$

$$\text{with } K_r = 0.85 / (1 + 50\rho') \quad (33)$$

where ϕ_t = creep coefficient of concrete at age t , ρ' = ratio of compressive steel at midspan of a flexural member or $A'_s/(bd)$ for a slab and average of $A'_s/(Bd)$ and $A'_s/(bd)$ for a T-beam ; and b = member width or, unit width for a slab and web width for a beam.

Lastly, the shrinkage deflection is estimated by the following¹⁴.

$$\Delta_{sh} = \alpha \beta A_{sh} \epsilon_{st} L_x^2 / h \quad (34)$$

together with

$$A_{sh} = 3.25(\rho - \rho')^{1/3} (1 - \rho'/\rho)^{1/2} \quad (35)$$

where : ϵ_{st} = shrinkage strain of concrete at age t , α = coefficient of shrinkage deflection¹⁸ dependent on conditions of edge restraint ; e. g. .09, .065, .063, .125 and .5 respectively for exterior and interior span of a continuous structure, both-end built-in beam, simple beam and cantilever, β = multiplying factor due to aspect ratios as later explained, L_x = short span length for slabs measured center-to-center of supports, h = overall thickness of members, ρ = tension steel ratio for the central section, or $A_s/(bd)$ for slabs and average¹⁸ of $A_s/(bd)$ and $A_s/(Bd)$ for beams.

In the above, multiplying factor β may be approximated to be

$$\beta = 1 + (\Delta_{sh/x} / \Delta_{sh} - 1) / (1 + \lambda^4) \quad (36)$$

by using shrinkage deflections $\Delta_{sh/x}$ and $\Delta_{sh/y}$ respectively for one-way structures spanning in the respective x - and y -directions and being otherwise the same as the considered encastered slab.

For floor slabs of practicably normal size β is at most 1.2 or so even if such is the case at an aspect ratio as large as 1.5 or so.

In connection with the above calculations the treatment of time-dependent action of concrete is resorted to Rüschi-Jungwirth's method,¹⁹ the CEB-value²⁰ is adopted as basic shrinkage strain and the effect of concrete slump on the creep coefficient is considered by use of the corresponding ACI's modifying equation²¹ that is accountable for plastic or high-slump concretes.

Consequently the above portions of a total longtime deflection are added to give that as

$$\Delta_t = \Delta_i + \Delta_s + \Delta_{cp} + \Delta_{sh} \quad (37)$$

for loading period $t = \infty$

3. Inferred Tenableness of the Procedure from Test Results

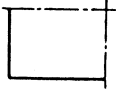
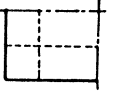
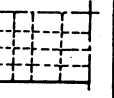
The reasoning whether the proposed system of procedure is soundly accountable for the longtime structural performance now considered will be made through a few or more trials of comparison between accessible test results and their present analytical equivalents.

Beforehand, necessary for it to be implemented some partly discretional assumption and incidental technique are to be introduced.

3.1 Effects of Width Difference between Middle and Column Strips

What partly features the present approach is that a floor slab may be analyzed as a structure having subpanel strips with different effective stiffness, in practice as one with drop panels and/or slab bands so that the effect of its overall crack distribution may be taken into account as much in detail. In the same respect a comparison is attempted in Table 1 among analytical values of midpanel initial deflection for an all-edge-encastered apartment floor slab, 3.6 by 7.05m of panel size, in case of different panel divisions. An ordinary division for Case 2 is throughout adopted while deflections tend to increase with multiplying subpanels.

Table 1 Effect of Different Allocation of Widths of Beam- and Column-Strips on Short-Term Deflection of Slabs, With Their Cracking Considered

sectional assumptions		deflection mm			relative figure	
slab thickness mm	top steel covering mm	CASE 1 	CASE 2 	CASE 3 	$\frac{\text{CASE.2}}{\text{CASE.1}}$	$\frac{\text{CASE.3}}{\text{CASE.1}}$
110	20	1.11	1.18	1.22	1.06	1.10
110	54	1.16	1.24	1.28	1.07	1.10
95	39	2.14	2.39	2.52	1.12	1.18
80	24	4.40	4.87	5.08	1.11	1.15

3.2 Converging Process of Effective Slab Stiffness

The proposed analytical means when initial slab deflections affected by cracking is thereby to be calculated may not always provide any final convergent results. Caused by large differences possible between average effective stiffness values in the two orthogonal directions, mainly at the earliest iteration stages, oscilations between successive intermediate reduced stiffness values can be precluded by using an average of the above two sets of values for any further sequence of iteration, assuring after only several of its cycles sufficient convergence.

3.3 Examples of Pursuing Time - Dependent Deflection Change on Test Floor Slabs

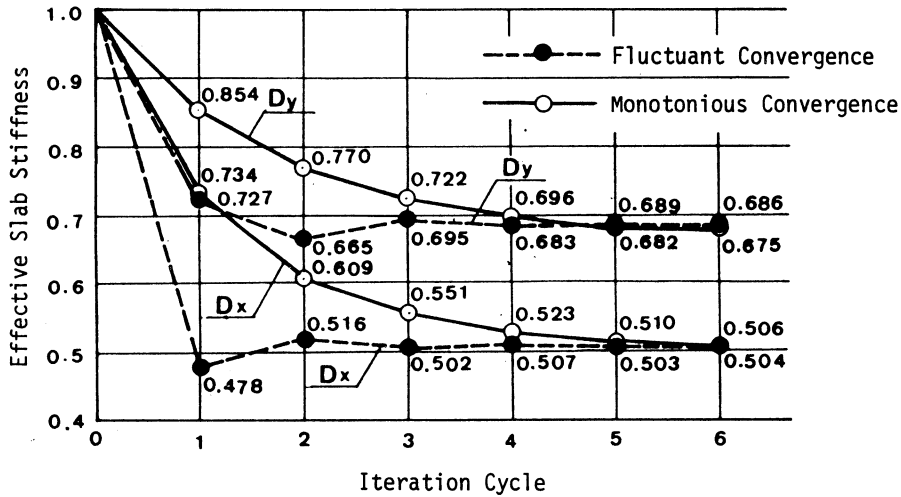


Fig. 4 Typical Converging Process for Effective Moments of Inertia of Slabs in Deflection Analysis [from Calculation Example in Case 1 of Preceding Section].

Examples to be discussed comprise a one-way slab model²² under two concentrated loads, two square slabs²³ different in edge restraint, and a rectangular model²⁴ respectively tested under long-term loading by Takahashi-Koyanagi, Yamamoto et al. and Building Constructors' Society (B. C. S.), in order to investigate longtime structural movements, the preceding last case being related to prediction of the time for formwork removal and the rest conducted only for the proper purpose.

In Table 2 are shown geometric shape and dimensions, material properties and loading conditions for each model.

1) One-Way Floor Slab

Fig. 5 shows the relevant record of readings of laboratory temperature and relative humidity ; both taken about 450 days after the start of loading. The analysis resulted in a midpanel deflection for the model by using an average temperature of 7 °C on a concrete of eight weeks of effective age, a creep coefficient and a shrinkage strain both in their extreme cases of 40 and 80 percent of average relative humidity.

In Fig. 6 measurements of deflection are compared with the present calculations as their correspondents, where longtime test results are located nearly midway between the above referential extremities of deflections.

Analyses in the ensuing examples will use constant values for humidity as averages for the whole test period.

2) Square Slabs

The introduced slab models with different boundary conditions consist of an all-edge-encastered

Predictive Calculation for Deflections of Reinforced Concrete Floor Slab Systems

Table 2 A Brief Summary of Previous Long-Term Loading Test Results for One-and Two-Way Floor Slab Models

ITEMS		ONE-WAY SLAB	TWO-WAY SLABS	
DATE OF CONC. PLACING		REF. (22)	(23)	(24)
SLAB DIMENSIONS		JAN. 21, 1973	—	JUL. 9, 1982
SLAB DIMENSIONS	BEAM-CENT. TO-CENT. SPANS	—	4.800 × 4.800	4.600 × 5.800
	EFFECTIVE SPANS	3.080(0.500)*1	4.500 × 4.500	4.300 × 5.500
	THICKNESS	120	120	130
	EFFECTIVE DEPTH OF TOP STEEL	90	95	100
SLAB STEEL AREA	BEAM STRIP EDGE TOP	3 — D10	D10 ●200	D10 ●150
	CENT. TOP	1 — D10	D10 ●400	D10 ●300
	COL. STRIP EDGE TOP	—	—	—
	BOTTOM	3 — D10	D10 ●200	D10 ●150(300)*8
BEAM & COL. SECTIONS		—	400 × 400	400 × 400
COL. GROSS SECT.		—	300 × 450	300 × 600
BEAM GROSS SECT.		—	4 — D19	4 — D19
CONCRETE		—	—	—
CONCRETE	COMPR. STRENGTH	141	69.4*6, 25.4*7	223*11, 251*7
	TENSILE STRENGTH	14.1	8.7, 25.4	22.3
	AVERG. BOND STRESS	14.1	6.8, 13.8	—
	ELASTIC MODULUS	140000	196000	222000, 225000
	POISSON'S RATIO	0.2	0.2	0.2
	MODULAR RATIO	10	10	10
	SLUMP	10.7	18.0	18.0
	BASIC CREEP COEF.	3.0*2, 1.7*3	2.6	2.8
	BASIC SHRINKAGE STRAIN	52.0, 26.0	40.0	43.0
	AGE AT START OF LOADING	—	2	14
	FOR LONG-TERM SUSTAINED LOAD	56	14	28
IMPOSED LOADS	AS CONSTRUCTION-WORK LOAD	—	288	343
	AS LONG-TERM SUSTAINED LOAD	628 kg*4	144 kg/m²	112 kg/m²
ENVIRONMENTAL CONDITIONS	AVERG. TEMPERATURE	7*5, 20	20	20
	AVERG. RELATIVE HUMIDITY	40, 80	70	65*9
NOTES		<p>* 1: SLAB WIDTH IN PARENTHESES</p> <p>* 2: FOR 40 % RELATIVE HUMIDITY</p> <p>* 3: FOR 80 % RELATIVE HUMIDITY</p> <p>* 4: TOTAL IMPOSED LOAD</p> <p>* 5: 8 WEEKS AFTER CONC. PLACING</p> <p>* 6: VALUE AT AGE OF 2 DAYS</p> <p>* 7: VALUE AT AGE OF 28 DAYS</p> <p>* 8: AREA OF DISTRIBUTION STEEL PARENTHEZIZED</p> <p>* 9: AVERG. FROM METEOROLOG. ANNUAL</p> <p>* 10: NUMBER OF DIFFERENCE SUBDIV.</p> <p>* 11: VALUE AT AGE OF 14 DAYS</p>		

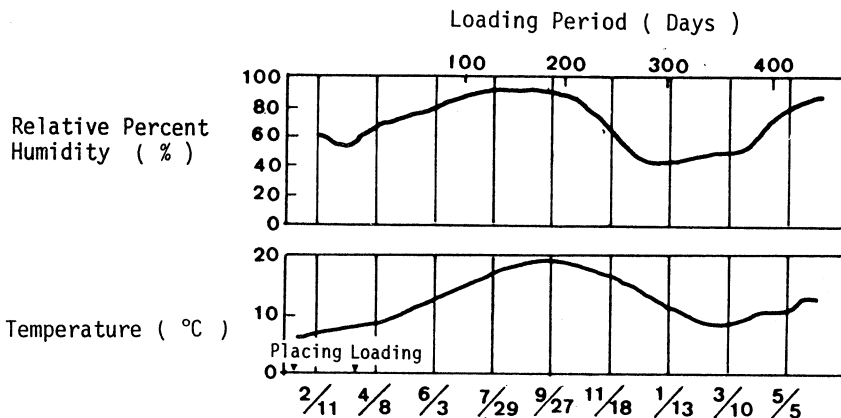


Fig. 5 Laboratory Atmosphere during Long-Term Test of One-Way Floor Slab from Ref. [22]

one (model A) and the other of interior bay-type (model B) that had been supposed to cause deflections without torsional rotation of its edge beams.

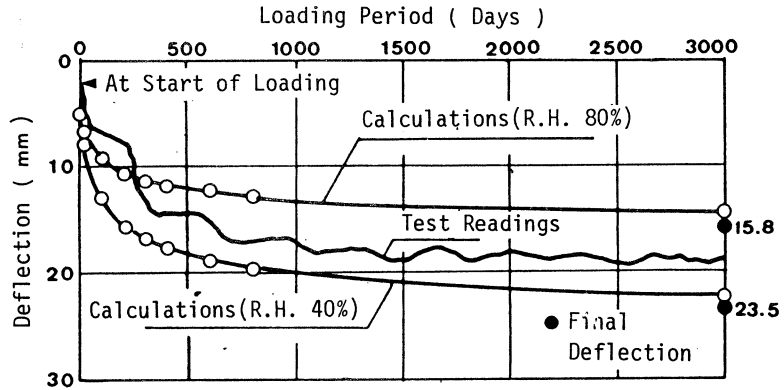


Fig. 6 Progress of Midpanel Deflections for One-Way Slab from Ref. [22]

The adopted way of loading amounts to initially imposing a uniformly distributed construction-work load, two days after concrete placing, and its subsequent shifting to a long-term sustained loading at the age of a fortnight.

Though this report uses as an average bond stress the result of substituting the concrete strength at the start of loading into the corresponding Japanese R. C. Code equation for "steel bars for longtime loads or their equivalents"¹⁵, two alternative values of bond strength, one the same Japanese Code value and the other twice that are tried in the analysis, thus implying the possibility of correspondingly large variance of bond property at very early ages at the start of loading.

The results are set against their observed counterparts in Fig. 7.

3) Rectangular Floor Slab

The test had been arranged and conducted as follows. Immediately after two weeks of concrete age or the removal then of forms and shuttering the model had been imposed on by a line load about 1.1 times its self-weight until a fortnight later, when the load had further been adjusted to a longtime sustained load, comprising a third of the design live load for office rooms plus weight of finishing materials other than the self-weight, amounting to 117 kg per sq. m., to have been kept applied until 35 weeks of concrete age. The assumed initial part of the observed deflection not being originally included in it, is deduced here as 0.5 mm from a pertinent load-deflection curve for lower load levels, then being added to the measurements.

The result is compared with the present calculation in Fig. 8.

3. 4 Comparison between Analytical and Test Results

In the above cases of comparison analytical results in general show some amounts of differences from the comparable test measurements at earlier ages of concrete but fairly good agreements after

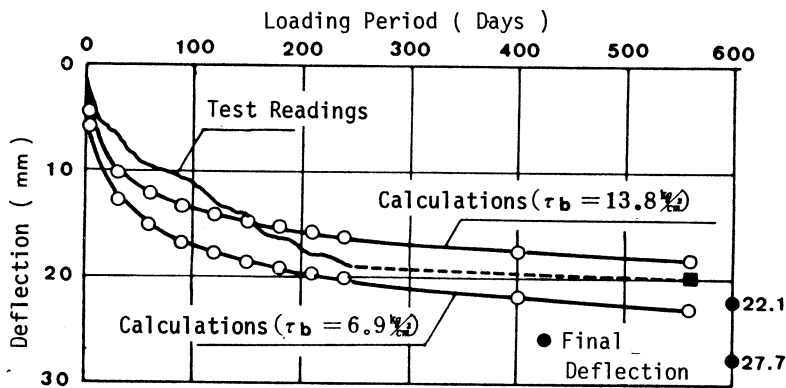
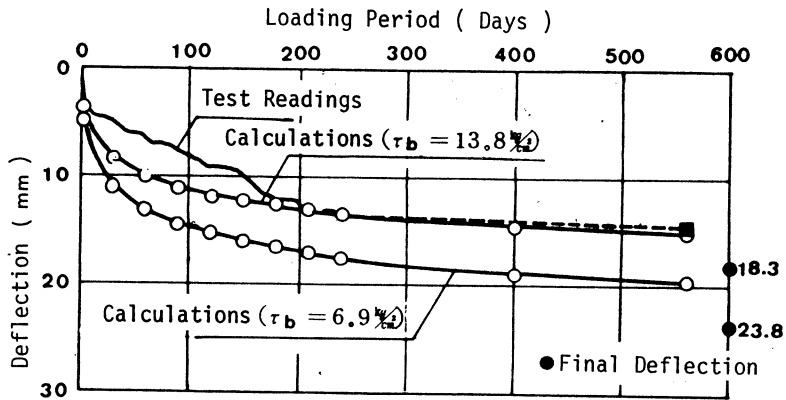


Fig. 7 Progress of Midpanel Deflections for Two-Way Slab from Ref. [23]

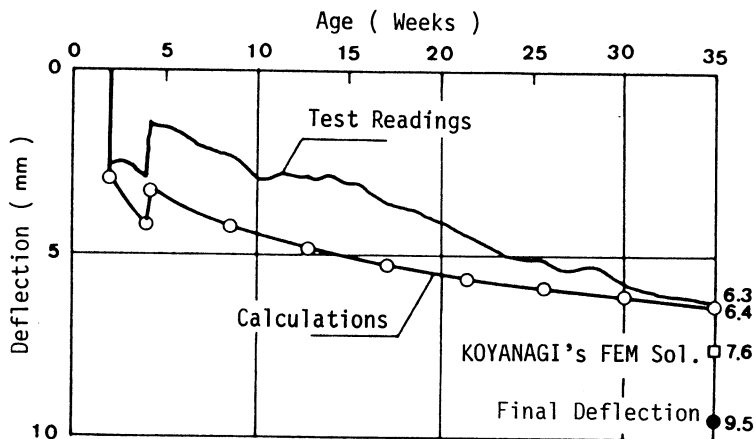


Fig. 8 Progress of Midpanel Deflections for Two-Way Slab from Ref. [24]

200 days of concrete age between both results.

As a matter of computation the partial contradiction is referable to analytical priority given to the prediction of final deflections over their correspondents at an earlier stage, for which purpose relatively low values were assumed for properties of tensile and bond strengths of concrete, in anticipation of its deterioration with time, though factual strength data concerned are not available in the cited test reports.

4. Conclusion

The procedure used here has been shown to have sufficient utility in general, as a result of its specific substantiation using some examples, giving a practically consistent approximation of long-term deflection progress. A related advantage of the method lies in its enabling representation of the causes of chronic slab deflection as the total effect of various agents.

By the nature of things the present analysis must inevitably allow for ill known parametric variables including material properties.

The possibilities of practical application of the present modified approach will be discussed and explored, including the potential extent of utility compared with that of such building code methods as we initially referred to, in a subsequent part of this report.

Acknowledgement

The authors are very grateful to Dr. Hisao Takahashi and Dr. Mitsuo Koyanagi, Research Staff of Technical Research Inst. of Obayashi Corp. and Mr. Toshihiko Yamamoto of Technical Research Lab. of Tokyu Construction Co. for their kind instruction about their precious test results, and those who engaged in the experiment conducted by Japanese Building Constructors' Society for the result used here.

(昭和61年 5 月21日 受理)

References

- 1) Ino, S., Dobashi, Y., Suginome, A., Ihara, S. : Deflection Analysis of R. C. Floor Slabs under Service Loading ; Part 1 Procedure/Summary of Technical Papers for Annual Meeting of Architectural Institute of Japan (A. I. J.) -Structural Div., Oct. 1984.
- 2) Ihara, S., Ino, S., Dobashi, Y., Suginome, A. : op. cit. Part 2 Application to Damaged Cases.
- 3) Yamamura, A., Ino, S., Dobashi, Y., Suginome, A. : op cit. Part 3 Review of Japanese Code Limitations for Slab Thickness.
- 4) Suginome, A., Yamamura, A., Ino, S., Dobashi, Y. : Follow-Up Recalculation for Longtime Deflections of R. C. Floor Slabs / Sum. Tech. Pap. for Ann. Meet. for A. I. J. -Struct. Div., Oct. 1985.

Predictive Calculation for Deflections of Reinforced Concrete Floor Slab Systems

- 5) e. g., Ohno, K., Dobashi, Y. : Recent Occasional Incident of Reported Large Deflections of R. C. Floor Slabs / Building Materials, June 1963 (in Japanese).
- 6) Jenkins, R. A. S., Plowman, J. M., Haseltine, B. A. : Investigation into the Cause of Heated Concrete Floors, Including Shrinkage / The Structural Engineer, Vol. 43, No. 4, 1965.
- 7) Mayer, H., Rüschi, H. : Bauschäden als Folge der Durchbiegung von Stahlbeton-Bauteilen / Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 193, 1967.
- 8) Dobashi, Y., Ino, S. : Investigation into the Actualities and Countermeasure for R. C. Floor Damage / Journal of Struct. and Construct. Eng. —Transactions of A. I. J., Oct. 1978.
- 9) e. g. Yu, W. W., Winter, G. : Instantaneous and Long-Time Deflections of Reinforced Concrete Beams under Working Loads, ACI Journal, Proc. 57, 1, 1982.
- 10) Dobashi, Y. : Studies on the Stresses in Floor Slabs / Doctoral Thesis Submitted to Hokkaido Univ., Sept. 1961 (in Japanese).
- 11) Dobashi, Y. : Stresses in Rectangular Floor Slabs with a Thin Quadrangular Part in the Center (Floor Slabs with Drop Panels along Edges) Journal of Struct. and Construct. Eng. —Transactions of A. I. J.— Vol. 57 July 1957.
- 12) Tsuboi, Y. : Theory of Plane Structures / July 1955, Maruzen, Tokyo (in Japanese).
- 13) Higashi, Y. : Effective Width of Members of T-Section / Jour. St. & Const. Eng. —Transactions of A. I. J.— May 1955.
- 14) Branson, D. E. : Deformation of Concrete Structures / McGrawHill, 1977.
- 15) A. I. J. : Design Code for Reinforced Concrete Buildings with Commentary (Rev. 1982), Sept. 1982.
- 16) Higashi, Y., Komori, S. : An Experimental Research of Long-Term Deflection of Reinforced Concrete Slab Strips Part 2 / Sum. Tech. Pap. for Ann. Meet. of A. I. J. Oct. 1977.
- 17) Takahashi, H., Takeda, H., Koyanagi, M. : Study of Long-Term Deflection of Reinforced Concrete Floor Slabs (Test Results for Cantilever Slabs) / Sum. Tech. Pap. for Ann. Meet. of A. I. J. —Struct. Div., Sept. 1980.
- 18) Neville, G. B. : Notes on ACI 318-83, Building Code Requirements for Reinforced Concrete / Portland Cement Association, 1983
- 19) Rüschi, H., Jungwirth, D., Hilsdorf, H. K. : Creep and Shrinkage, Their Effect on the Behavior of Concrete Structures / Springer-Verlag 1983.
- 20) CEB-FIP : Model Code for Concrete Structures : CEB-FIP Internat. Recommendations 3rd Ed. 1983.
- 21) ANCI/ACI : ACI Standard Code Requirements (ACI 318-83), ACI Manual of Concrete Practice 1983 / Part 1, ACI Publication 1983.
- 22) Takeda, H., Takahashi, H., Koyanagi, M. : Study of Long-Term Deflection of Floor Slabs / Concrete Engineering, Vol. 21, No. 9, 1983 (in Japanese).
- 23) Yamamoto, T. and Shirato, S. : An Experiment on Long-Term Deflectional Behaviors of Two-Way Floor Slabs / Sum. Tech. Pap. for Ann. Meet. of A. I. J. —Struct. Div. Sept. 1983.
- 24) Dobashi, Y., Ino, S., Sugimoto, A., Yamamura, A. : Longtime Predictive calculation of Reinforced Concrete Floor Slab Deflections / Jour. Struct. & Construct. Div. —Transactions of A. I. J. (Recently contributed to be published in Japanese)
- 25) Koyanagi, M. : Studies on Longtime Deflections of Reinforced Concrete Floor Slabs / Doctoral Thesis Submitted to Meiji Univ. Nov. 1960 (in Japanese).

直流機整流火花エネルギーの実験的考察

鈴木 好 夫・松 田 敏 彦

An Experimental Study on the Commutator Sparking Energy in Electrical D-C Machines.

Yoshio SUZUKI and Toshihiko MATSUDA

Abstract

The commutation is one of the most important problem on d-c machines, and the commutator sparking is a principal phenomenon of bad commutation.

Previously, we have developed a measuring apparatus using microcomputer for the arc energy of all commutator sparks.

In the present work, with this measuring apparatus, it is experimented on the relationship between the arc energy of commutator spark and the Spark-Number of JEC-54 by eye measurement. Results of the experimental work are as follows :

- (1) Arc energy is almost proportional to $(S-1)^3$ in the case of positive-brush, where S is the Spark-number.
- (2) The occurrence number of spark increases according to the Spark-Number. It cannot be disregarded on calculation of the arc energy per one commutator revolution.
- (3) It seems possible to get the automatical judgement of the Spark-Number by comparing the magnitude of arc energy.

1. は じ め に

近年、直流機は高性能化・小型化が進み苛酷な運転状況で使用される機会が多くなっている。特に大型機では、無火花運転は困難な状況にあり、火花発生の許容限界とその判定に対する検討が求められている。直流機における整流火花は、ブラシ及び整流子の摩耗や荒損の主原因となり、最悪の場合にはフラッシュオーバを誘発する。

整流作用の良否は、主としてブラシ火花の有無としてあらわれ、その火花の程度の測定は、我国では JEC-54 による火花号数を基準として行なわれる。この火花号数は、視覚に忠実に表現したものといわれ、火花の大きさの表示記号についての付加説明があるが、各号数についての実害の程度などの説明はなされていない。従って、以前からより客観的かつ定量的な火花計測法の開発が望まれており、整流火花を実害の観点から再検討する必要があるといわれてきている¹⁾。

整流火花については、古くから数々の研究がなされてきている^{2)~7)}。特に、稲垣氏らは1961年に波高分析器による整流火花の分析を行い、整流火花の発生電圧の分布や火花エネルギー及び

摩耗などについて報告している³⁾。しかし、発生した全ての火花のエネルギーを測定し火花号数との対応について検討した例はみられないようである。

筆者らは、先に発生火花全数のアーク継続時間を測定しうる装置について報告した⁸⁾。本報告は、この装置を用い目測火花号数に対する火花アークエネルギーを測定し考察を行ったものである。その結果、ブラシ材質・ブラシ極性・および整流子回転速度などと、同一火花号数で測定される火花エネルギーの関係などの知見を得ている。特に、各号数に対応するアークエネルギーの相対値は、火花号数をSとすると、正ブラシでは $(S-1)^3$ にはほぼ比例するという極めて興味深い結果を得ている。これによると、火花号数5号以上の火花のエネルギーでは従来考えられていた火花エネルギー値より著るしく大きな値となり、JEC-54の「有害な火花」の項にある、有害な火花は火花号数5号以上とした説明によく対応した結果を得た。さらに、火花アークエネルギーが、ブラシ材質にかかわらず一定の範囲に実測されることに注目し、火花号数の自動判定実験をも試みている。

2. 整流火花アークエネルギーと測定方法

2.1 火花号数と整流火花アークエネルギー

直流機の整流状態（火花の発生の度合）を表わすのに、我国では一般に電気学会標準規格（JEC-54）の火花号数が使われている⁹⁾。JEC-54による火花号数とその発生の度合を図-1に示す。図中の火花表示には3種類の記号がある。これらは、例えばブラシに流れる電流を次第に増加させた場合、×は初めて目視できる程度の火花、＊は次にあらわれる比較的エネルギーの小さなアーク火花、＊はさらにエネルギーが数倍以上になったアーク火花に対応している。JEC-54の火花号数は、できるだけ視覚に忠

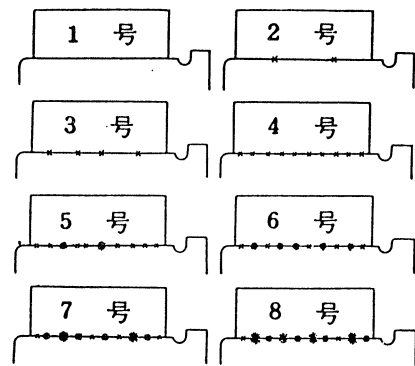


図-1 JEC-54の火花号数

実に表現していることに特徴があるとされている。しかし実際の目測では、火花の個数や大きさの基準にしてもあくまで目安にすぎず主観が入りやすい。また火花号数に対する具体的説明がなされておらず、運転状態や機械容量との関連なども全く不明である。また、現在のところ世界共通の火花評価基準もないため、IECにおいても懸案事項となっているといわれており、こうした状況から火花号数判定の客観化と実害の観点からのアークエネルギーを考慮した検討が望まれている¹⁾。

2.2 火花エネルギー測定原理

整流火花放電過程は、オシロスコープなどの観測によりその詳細が知られており、火花計測の対象量としても火花電圧降下が最も適している¹⁰⁾。

整流火花による実害と強く関係する一個の火花放電で消費されるエネルギー E_a を考える。

整流アークの放電電圧を v_a , 電流を i_a , その継続時間を t_a とすると、アークに消費されるエネルギーの基本式は次のようになる。

$$E_a = \int_0^{t_a} v_a i_a dt \quad (1)$$

ここに、 v_a は、放電期間中ほぼ一定値を示し、正ブラシでは12～13 V を、負ブラシでは19～22 V を示す場合が多い。従って、

$$v_a = V_a \approx \text{const.} \quad (2)$$

とおくことができる。また、アーク電流はアーク発生時の初期電流値 I_a より微小なアーク消滅電流値まではほぼ直線的に変化する。これより次式を得る。

$$i_a = I_a (1 - t/t_a), \quad 0 \leq t \leq t_a \quad (3)$$

従って(1)式は、

$$\begin{aligned} E_a &= V_a I_a \int_0^{t_a} (1 - t/t_a) dt \\ &= \frac{1}{2} V_a I_a t_a \end{aligned} \quad (4)$$

ここで、 $I_a \approx V_a \cdot t_a / L$ とみなすことができるので

$$E_a = \frac{1}{2} \cdot \frac{V_a^2}{L} \cdot t_a^2 \quad (5)$$

と表わされる。(5)式により、火花エネルギーは、火花継続時間とアーク放電電圧の2乗に比例することがわかる。

2.3 整流火花アークエネルギーの測定装置

前節の(5)式より、1個の火花エネルギーは、火花電圧 V_a , 整流インダクタンス L , 火花継続時間幅 t_a より求まる。火花継続時間 t_a は、既報の整流アーク継続時間測定装置が使用される⁸⁾。その測定原理は、整流火花アーク電圧波形の、クロックパルス計数式時間幅測定によるものである。本装置の特徴は、

- (1) 測定中に発生したすべての整流火花のアーク継続時間が測定できること、
- (2) 整流周期0.5msの最大回転速度で、整流アーク継続時間測定精度0.1 μ sの測定が可能なこと

である。なお以下の測定では、アーク電圧 V_a を正ブラシでは12V を、負ブラシでは、19V の一定としてエネルギーを計算している。

図-2は、整流作用模擬装置の回路図である。ブラシ(B)の寸法は、 $10 \times 16 \times 32 \text{ mm}^3$ 、整流子(C)は、直径135mmで幅10mmの子片40枚で構成され、ブラシの子片被覆数は1である。整流子の奇数番号子片はスリップリングS1に、偶数番号子片はスリップリングS2に接続されている。

非整流インダクタンス L_a は、4.0mH で一定、整流インダクタンス L は、 $13 \mu\text{H}$ である。R は可変抵抗器であり、これによって電流を変化させ目測火花号数を決めている。また、整流子と同軸に回転同期信号を発生する回転角エンコーダが取り付けられており、最高速度は3000rpm まで測定可能である。

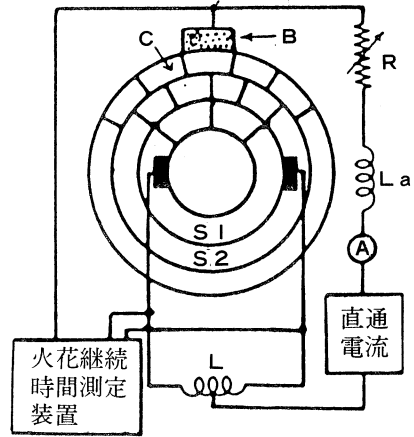


図-2 整流作用模擬装置の回路図

2.4 測定方法

供試ブラシは、スート系電気黒鉛で、比抵抗の異なる6品種を選んだ。それらの物理特性を表-1に示す。

測定方法は、まず供試ブラシのすり合わせを十分行った後に、5 A 小電流で約20時間の予備運転を行い、各火花号数に目測される火花発生の設定は、整流コイルインダクタンス L 、および回転数を一定とし、ブラシ電流を変化させて行った。

測定者の判定による目測火花号数の写真例を、図-3に示す。

表-1 供試ブラシの物理特性

材質	略号	見掛け比重	比抵抗 ($\mu\Omega - \text{cm}^2$)	かたさ (ショアー)	曲げ強さ (kg/cm^2)	接触電圧降下 (V)
電気黒鉛	S-1	1.65	8500	40	120	1.4
	S-2	1.60	6400	48	140	1.1
	S-3	1.61	6000	48	170	1.2
	S-4	1.60	2800	44	230	1.0
	S-5	1.53	1700	27	130	0.85
	S-6	1.71	1100	46	400	1.1

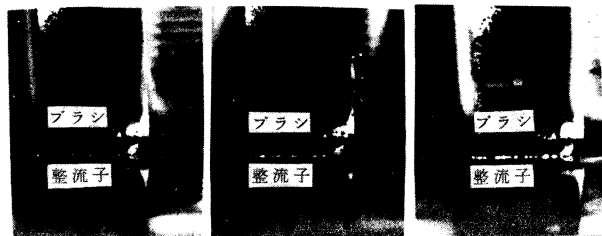


図-3 目測火花号数の写真例

測定は、整流子片の回転速度が1000rpm（周速約7.8m/s）と1500rpm（周速11.7m/s）の各場合について行い、ブラシの極性も正ブラシ、負ブラシについて行った。

マイクロコンピュータによるアーク継続時間の測定は、ブラシ後端と各整流子片との接触電圧パルスが10Vを越えるものすべてについて、10Vを越える時間幅を取り込む方式で行っている。

3. 測定結果と考察

1回の測定は、整流子300回転すなわち整流子片数=40×300=12000個における整流火花アーク（すなわち10Vを越える電圧パルスの全数）の各時間幅の測定からなっている。

これらの測定値は、火花総数、1回転当たりの平均火花発生数、アーク継続時間の平均値、1回転当たりの火花エネルギーなどの統計量として出力される。

表-2は、アークエネルギーの測定値である。

本測定による各火花号数に対するエネルギー値は、整流子300回転中に発生したすべての整流火花による整流子1回転当たりの平均エネルギー値であって、任意サンプル火花継続時間測定値からの算出ではない点に特徴がある。これにより、号数の大きい火花のエネルギーは、小号数火花のエネルギーに対する相対的大きさについて、これまでにいわれてきた値よりも1～2桁大きく測定され、火花の全数測定が、欠くことのできない条件であることが知られた。

表-2 アークエネルギーの測定値
(S-3 ブラシ, 1500rpm, 正極)

ブラシ品種 : S-3 火花号数 : 5
回転数 : 1,500 [rpm] 測定回転数 : 300
電流値 I : 8.7 [A]

継続時間区間幅	発生率〔%〕	火花発生数
1 ～ 2	35.7014	[1382]
2 ～ 3	14.2082	[550]
3 ～ 4	9.1966	[356]
4 ～ 5	6.5099	[252]
5 ～ 6	5.5800	[216]
6 ～ 7	4.4950	[174]
7 ～ 8	3.4875	[135]
8 ～ 9	2.9450	[114]
9 ～ 10	2.5575	[99]
10 ～ 11	1.8083	[70]
11 ～ 12	1.5758	[61]
12 ～ 13	1.6017	[62]
13 ～ 14	1.6017	[62]
14 ～ 15	1.4208	[55]
15 ～ 16	1.1108	[43]
16 ～ 17	1.2142	[47]
17 ～ 18	1.0850	[42]
18 ～ 19	0.5167	[20]
19 ～ 20	0.7233	[28]
20 ～ 21	0.3617	[14]
21 ～ 22	0.3617	[14]
22 ～ 23	0.3617	[14]
23 ～ 24	0.1292	[5]
24 ～	1.4467	[56]

総 発 生 数 : 3871
一回転当たり発生数 : 12.90
平均 時 間 幅 : 5.33717
仮 想 電 圧 : 12.00
一回転当たりエネルギー : 0.0020357

3.1 目測火花号数と火花アークエネルギー

図-4に、ブラシ材質S-2について、ブラシ極性と回転数を変化させた場合の例を示す。横軸は、目測火花号数、縦軸は、1回転当たりの火花アークエネルギーである。

また、ブラシ品種S-1～S-6についての目測火花号数と火花アークエネルギーの測定結果を図-5に示す。

これらの測定結果より次のことが知られる。

- (1) 正極性及び負極性ブラシについて、目測により同一号数に判定された火花のエネルギー（整流子1回転当たりの値）を測定すると、負ブラシが正ブラシより約1桁大きい値を示し、その値は3号火花で $(0.5 \sim 1.0) \times 10^{-4} \text{ J}$ 、6号火花で $(10 \sim 100) \times 10^{-4} \text{ J}$ の値であった。

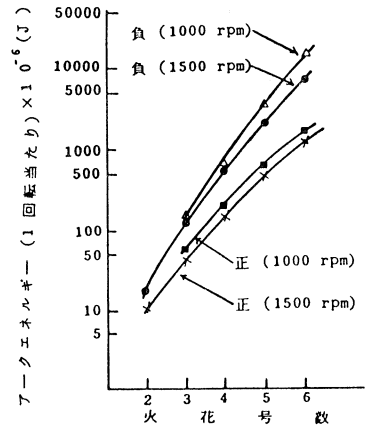
ブラシ極性差の原因としては、負ブラシは正ブラシに比して①放電電圧が高いこと、および②火花発生数（例えば、整流子1回転当たりの発生数）が多いことが考えられる。

- (2) 同一号数の火花について、供試6品種のブラシの火花エネルギーを測定した結果、ブラシ材質による差異は、約2倍程度で顕著なものではないと結論できる。
- (3) 火花号数が大きくなると、火花アークエネルギーは指数関数的に増大する。また火花号数が2号違うとエネルギー値は、ほぼ1ケタ異なる。

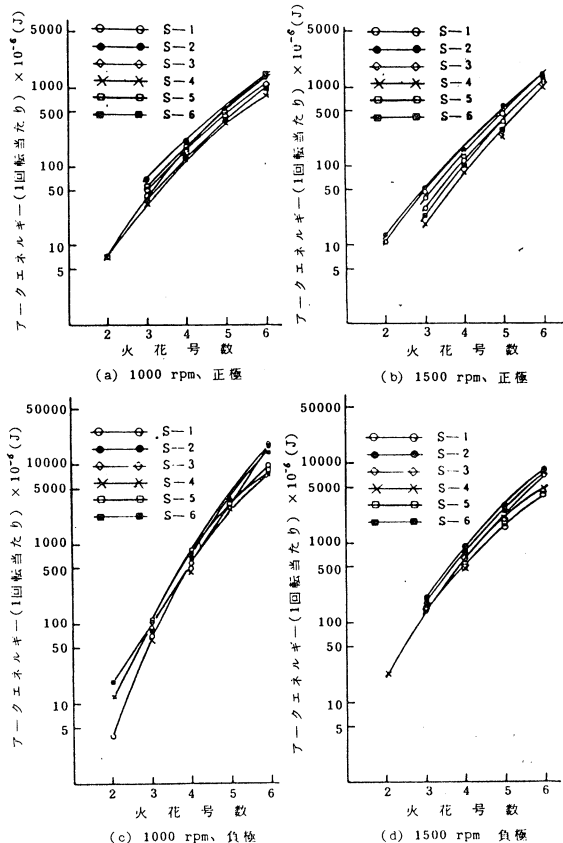
- (4) 整流子周速の違いによる火花アークエネルギーの変化は、周速が大きくなると火花アークエネルギーが高くなる傾向にあるが、大きな差は示さない。

3.2 目測火花号数と平均アーク継続時間幅及び発生数

図一6に、目測火花号数と平均アーク継続時間幅の関係を示す。この図より



図一4 ブラシ極性と回転数の違いによるアークエネルギー (S-2ブラシ)



図一5 目測火花号数と火花アークエネルギー

- (1) 火花号数が増えるにつれて平均アーク継続時間幅が大きくなっている。
- (2) 同一号数に測定される火花について、平均アーク継続時間の、ブラシ極性の違い、回転速度の大小による差異は少ない。
- (3) ブラシ材質について、一般に高い抵抗材質ブラシの平均アーク継続時間が小さい傾向が認められるが、顕著なものではない。

図一7に、目測火花号数と1回転当たりの火花発生数との関係を示す。回転数変化の効果は少ないが、ブラシ極性の違いの効果については、負ブラシの方が正ブラシに比べ、ほぼ倍近い発生数になっている。

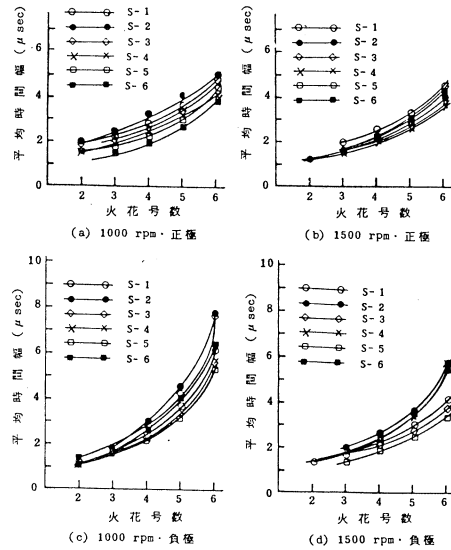
特に、負ブラシで5号火花以上になると、発生数が大幅に増大することが知られる。

3.3 火花号数と火花エネルギーの関係についての一考察

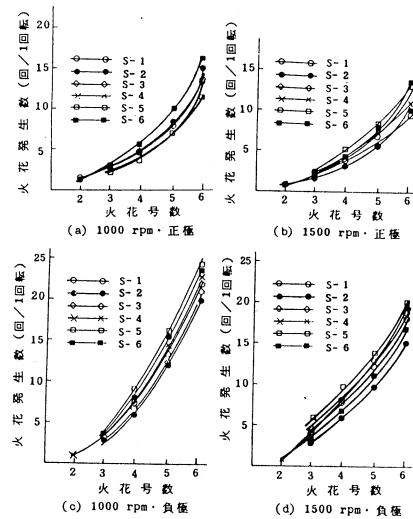
JEC-54の整流火花号数に対する火花エネルギーの相対的大きさについて、山村氏は次のような提案をしている²⁾。すなわち、表一1の火花号数図の火花表示の3種の記号とその個数に注目し、次のような仮定を設けて火花号数とそのエネルギーの関係を考察している。火花表示の3種の記号(×, *, *)は、×印は1, *印は4, *印は8なる相対エネルギー強度をもつものと仮定し、各号数図にあられる各々の個数にこの相対エネルギー値を乗じて全エネルギーを計算した。その結果、各火花号数図の相対エネルギーは、Sを火花号数とし、2号火花のエネルギーを P_{ao} とおくと

$$P_a/P_{ao} = (S-1)^2$$

とよく一致していることを指摘している。



図一6 目測火花号数と平均アーク継続時間幅



図一7 目測火花号数と平均火花発生数

この相対エネルギー値は、アメリカの火花号数にみられる相対エネルギー値と対比されほぼ妥当なものであらうと考察されていた²⁾。

以上の火花号数の相対エネルギーを、前節の結果に示した測定値によって考察を試みる。

表－3 整流試験機による火花号数と相対火花エネルギー (1000rpm)

火花号数 S	アークエネルギー P_a/P_{ao}		$(S-1)^3$	一回転当り平均火花発生数	
	正	負		正	負
1	0	0	0	0	0
2	1	1	1	1～2	1～2
3	6.6～10	7～10	8	2.2～3.5	2.5～4.5
4	18～29	30～45	27	4.0～5.2	6.5～10.8
5	57～78	200～260	64	6.2～9.0	13.3～17.1
6	128～157	460～600	125	11.0～16.0	18.4～23.5

表－3は、2号火花の、一回転当たりの平均アーク発生数と、2号火花のエネルギーを基準にし、3～6号火花の相対発生数及びエネルギー P_a/P_{ao} を示したものである。表の結果より、概ね次のことがいいうる。

- (1) 正ブラシの場合、相対エネルギー比 P_a/P_{ao} は、記号 S を火花号数とすると

$$P_a/P_{ao} = (S-1)^3 \quad (7)$$

によく一致する。しかし負ブラシになると4号火花までは、ほぼ $(S-1)^3$ に対応しているが、5号以上になると大きくずれる。このような表現については、ブラシ極性を区別した更に詳細な検討が必要であるが、特に5号以上の大きな火花発生時のアークエネルギーが、従来推測されていた値より著るしく大きいことが知られた。JEC-54の「有害な火花」の項に述べられている「有害な火花は、ほぼ5号以上」の記述を実証するものとみることができる。

- (2) JEC-54の火花号数と火花エネルギーの関係を明らかにするためには、機械容量やブラシ寸法効果と共に、火花表示記号の相対エネルギー値の検討が必要と考えられる。

4. 火花号数の自動判定の試み

前節に示したように、目測火花号数に対応する整流火花アークエネルギーがブラシ品種により大きな差異を示さずに、ある範囲の値になることに着目し火花号数の自動判定を試みた。

表－4は、火花号数自動判定のためのエネルギー値で、全供試ブラシによる各火花号数に対するエネルギーの下限値である。火花号数に対するエネルギー値は、回転数による差は小さいが、極数差が大きいために、自動判定は正、負ブラシ別々に行う必要がある。火花号数と火花アークエネルギーの関係は、正・負ブラシとも火花号数が2号増えるとほぼ一桁増加する。火花号数自

動判定の手順は、
火花アーク継続時
間のマイクロコン
ピュータ計測・記
憶終了後、測定値
から計算されたエ
ネルギー値と各号
数について設定し
たエネルギー区間
値を比較し号数を
判定し表示する。
実験では、目測火
花号数との比較を
行うため、測定開
始前に火花号数を
目測しておき、機
械測定結果と比較
した。

表-5 は、火花
号数の自動判定例
(品種 S-2, 正
ブラシ, 1000rpm)
である。

各号数ともよい

一致をみているので今後、実用機への適用を検討する予定である。

表-4 火花号数自動判定のためのエネルギー設定値

速度 (rpm)	極性	2号	3号	4号	5号	6号
1000	正	0.000005	0.000010	0.000100	0.000300	0.001000
1500	正	0.000010	0.000050	0.000100	0.000300	0.001000
1000	負	0.000010	0.000050	0.000200	0.002000	0.005000
1500	負	0.000010	0.000100	0.000500	0.001000	0.003000

表-5 火花号数の自動判定例 (S-2 ブラシ, 1000rpm, 正極)

総数: 386	平均: 1.29	時間幅: 1.60	エネルギー: 0.000018
目測火花号数 3	自動判定号数 3		
総数: 332	平均: 1.11	時間幅: 1.37	エネルギー: 0.000012
目測火花号数 3	自動判定号数 3		
総数: 255	平均: 0.85	時間幅: 1.36	エネルギー: 0.000009
目測火花号数 3	自動判定号数 2		
総数: 1233	平均: 4.11	時間幅: 2.39	エネルギー: 0.000130
目測火花号数 4	自動判定号数 4		
総数: 1491	平均: 4.97	時間幅: 2.55	エネルギー: 0.000178
目測火花号数 4	自動判定号数 4		
総数: 1491	平均: 4.97	時間幅: 2.45	エネルギー: 0.000165
目測火花号数 4	自動判定号数 4		
総数: 2097	平均: 6.99	時間幅: 3.77	エネルギー: 0.000550
目測火花号数 4	自動判定号数 4		
総数: 2298	平均: 7.66	時間幅: 3.60	エネルギー: 0.000550
目測火花号数 5	自動判定号数 5		
総数: 2132	平均: 7.11	時間幅: 3.97	エネルギー: 0.000621
目測火花号数 5	自動判定号数 5		
総数: 4366	平均: 14.55	時間幅: 7.00	エネルギー: 0.003950
目測火花号数 6	自動判定号数 6		
総数: 4483	平均: 14.94	時間幅: 6.95	エネルギー: 0.004002
目測火花号数 6	自動判定号数 6		
総数: 4207	平均: 14.02	時間幅: 6.97	エネルギー: 0.003768
目測火花号数 6	自動判定号数 6		

5. む す び

以上、整流火花の評価基準を検討するため、整流火花アーク継続時間測定装置により、JEC-54の火花号数と火花アークエネルギー、火花発生数などとの関係を測定し考察を行った。

その結果、次のような興味深い知見を得た。

- (1) 火花号数に対する火花アークエネルギーは、指数関数的に増加し、号数が2号異なるとエネルギー値はほぼ1ケタ異なる値となる。実験に用いた6種類のブラシについて、ブラシ材質及び整流子回転数の違いによる火花エネルギーの差異は、ほぼ10%程度である。し

かし、ブラシ極性が異なると大きく異なり、火花号数5,6号では負ブラシの火花エネルギーは、正ブラシよりも3~4倍大きな値となる。

- (2) 火花号数と火花エネルギーの関係を検討する場合、火花アーク発生数を考慮に入れる必要がある。本整流試験機による測定によると、正ブラシの整流火花号数に対する相対火花エネルギーの関係は、 S を火花号数として、 $(S-1)^3$ のエネルギー比となる測定結果を得た。

5号火花以上では、2号火花を基準とする相対的エネルギー値は、従来考えられていた推測値より10~20倍の値に測定された。JEC-54の有害な火花の項の、有害な火花とは「ほぼ火花号数5号以上」の記述を裏づけるデータと考えられる。

- (3) 発生火花の全数測定の結果、火花号数に対する相対火花エネルギー値を検討する場合、火花発生数(例えば、整流子1回転の発生数)を考慮に入れる必要があることが知られた。なお、今後実験の積み重ねとともに機械の容量及びブラシ寸法がどのような効果を生じるかの検討、さらに実機への適用についての検討などを進める予定である。

(昭和61年5月21日 受理)

参考文献

- 1) 高月一, 坪谷兼治: 電気学会雑誌, 100巻, 3号 (1980)
- 2) 稲垣純平: 電気学会雑誌, 84巻, 3号 (1964)
- 3) 稲垣純平, 他: 東芝レビュー, 16, 1131 (1966)
- 4) K. Binder: Elektrotech Z. (E.T.Z.)-A, 81, 558 (1960)
- 5) R. Holm: Pwr. Apparatus and Syst., No. 63, 588 (1962)
- 6) R. Holm: Trans Amer. Inst. Elect. Engrs, 67, 1124 (1958)
- 7) M. Turner, et al.: Proc. IEE, 113, 8, 1376 (1966)
- 8) 鈴木好夫, 他: 室工大研報. 35, 125 (1985)
- 9) 電気学会電気規格調査会標準規格, JEC-54 (1982)
- 10) 松田敏彦, 他: 室工大研報. 第6巻, 第3号 (1969)

内圧をうける円環かくの応力測定

内 藤 正 鄰・臺丸谷 政 志・浜 田 恒 平
平 野 康 博*・工 藤 司**

Measurement of Stresses of the Toroidal Shell of Circular Section Subjected to Internal Pressure

Masachika NAITO, Masashi DAÏMARUYA, Kouhei HAMADA Yasuhiro HIRANO
and Tukasa KUDO

Abstract

Thin membrane theory was applied to the toroidal shells of circular section, subjected to the action of uniform internal pressure. Experiments were made by using tire tubes of a motor car. The tangential and meridian stresses were determined by reading the surface strains for two perpendicular directions. Results of experiments were compared with the theoretical calculations.

1. 緒 言

円環かくに生ずる応力の理論的解法は Love, Wissler 以来種々試みられている。^{1)~6)} しながら円環かくの製作上の困難さから、実際に応力を測定した例は殆ど見当たらない。本研究は内圧をうける円環かくに薄膜理論を用いて周方向応力 (σ_θ) 子午線方向応力 (σ_φ) の近似解を求め、実験値と比較した。実験は供試体に自動車のタイヤチューブを用い、微少標点距離の変位を読み取り顕微鏡により計測し、表面応力を算出した。チューブは環半径、環中心間距離、厚さの異なる三種類を使用し、内圧も種々に変え実験を行った。

2. 計 算

計算は薄膜理論⁷⁾を用いた。荷重が軸対称に作用するならば変形も対称になり、図 1 (a) のように二つの子午線方向の垂直力 N_φ 、平行面内に作用する垂直力 N_θ のみが作用し曲げモーメントおよびせん断力は作用しないと仮定する。周方向および法線方向の外力を X, Y, Z, とすれば要素 a, b, c, d の力の釣合は図 1 (b) を参照して

* 豊平製鋼(株)

** 北海道日本電気ソフトウェア(株)

$$(N_\varphi + dN_\varphi)(r_0 + dr_0) d\theta - N_\varphi r_0 d\theta - (N_\theta d\theta \cos \varphi) r_1 d\varphi + Y r_1 r_0 d\varphi d\theta = 0 \quad \dots\dots (1)$$

$$\frac{d(r_0 N_\varphi)}{d\varphi} - N_\theta r_1 \cos \varphi + Y r_1 r_0 = 0 \quad \dots\dots (2)$$

$$N_\varphi d\varphi r_0 d\theta + (N_\theta d\theta \sin \varphi) r_1 d\varphi + Z r_1 r_0 d\varphi d\theta = 0 \quad \dots\dots (3)$$

$$\frac{N_\varphi}{r_1} + \frac{N_\theta \sin \varphi}{r_0} = -Z \quad \dots\dots (4)$$

図2のように上半部に作用する外力の合力 P はこの断面に生ずる N_φ の対称軸方向の合力に等しく、 N_φ は周方向に一様であるから次のような釣合式が成立つ。

$$2\pi r_0 N_\varphi \sin \varphi + P = 0 \quad \dots\dots (5)$$

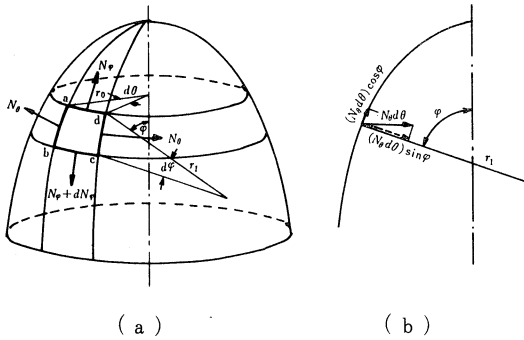


図-1 薄膜応力の釣合い

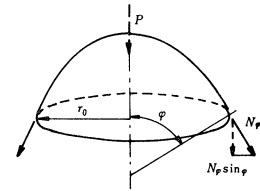


図-2 外力と応力の釣合い

図3の円環かくに内圧 p が作用すれば、曲げモーメントを無視して、AB間に作用する圧力のX-X軸方向の合力は

$$-P = \pi (r_0^2 - b^2) p \quad \dots\dots (6)$$

これを式(5)に代入し、 $r_0 = b + a \sin \varphi$ であるから

$$N_\varphi = \frac{(r_0^2 - b^2) p}{2r_0 \sin \varphi} = \frac{pa}{2} \left(1 + \frac{b}{r_0} \right) \quad \dots\dots (7)$$

これを式(4)に代入すれば、 $Z = -P$ であるから

$$N_\theta = \frac{r_0}{\sin \varphi} \left(-Z - \frac{N_\varphi}{a} \right) = \frac{pr_0}{\sin \varphi} \cdot \frac{r_0 - b}{2r_0} = \frac{pa}{2} < N_\varphi \quad \dots\dots (8)$$

従って応力は厚さ h で除して次式のように得られる。

$$\sigma_\varphi = \frac{pa}{2h} \left(1 + \frac{a}{h + \sin \varphi} \right) \quad \dots\dots (9)$$

$$\sigma_\theta = \frac{pa}{2h} \quad \dots\dots (10)$$

σ_φ : 子午線方向応力 σ_θ : 周方向応力

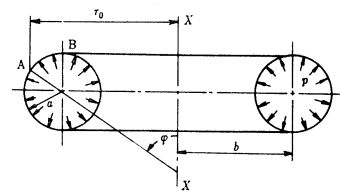


図-3 内圧をうける円環かく

3. 実験方法

本実験に使用した装置を図4に示す。使用した円環かくは自動車のタイヤチューブで円環半径は12, 14, 16インチの3種類である。これらをT-1, T-2, T-3と表示し寸法等は表1に示す。実験は円環かく上半分 ($-90^\circ < \varphi < +90^\circ$) に $\varphi = 90^\circ$ から 15° 間

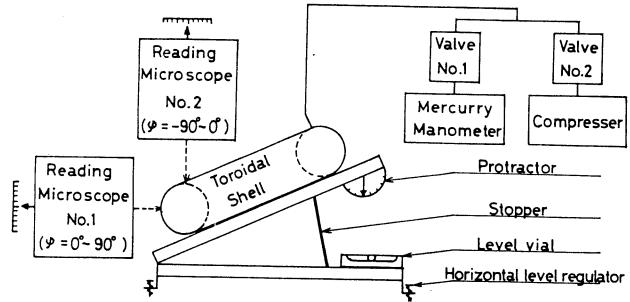


図-4 実験装置

隔に13個の点を定めその点を中心に子午線方向および周方向の方向に標点距離が10mmとなるように十文字の標点を4ヶ所設定した。適当な初期内圧における標点距離を原点とし、内圧の増加に伴う標点間の変位を読み取り顕微鏡で測定した。圧力は水銀柱で計測した。初期圧力における円環半径、環中心とかく中心間の距離もあらかじめ測定した。また素材チューブより試験片を作り引張試験を行い、荷重-伸び曲線と次のような特性値を得た。縦弾性係数 $E=1.4\text{MPa}$ ポアソン比 $\nu=0.36$

表-1

	a (cm)	b (cm)	h (mm)	Δp (kPa)
T-1	4.46	9.83	1.75	5.13
	4.46	9.83	1.75	6.47
T-2	5.84	23.52	1.71	1.00
	5.84	23.52	1.71	3.40
T-3	6.40	25.86	1.81	2.67

4. 実験結果

ひずみの実測値より応力を求めるには円環かくを平面応力とみなし次式を用いた。

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{1 - \nu^2} (\epsilon_\varphi + \nu \epsilon_\theta) \quad \dots\dots (11)$$

$$\sigma_\theta = \frac{E}{1 - \nu^2} (\epsilon_\theta + \nu \epsilon_\varphi) \quad \dots\dots (12)$$

ϵ_φ : 子午線方向ひずみ ϵ_θ : 周方向ひずみ

チューブの厚さ h は場所により異なり一様ではないので試験終了後切断して各標点部ごとに測定した。原厚さ h_0 、また厚さは内圧によっても変化するので h_0 の補正値を h とする。それらはさらに場所によっても異なるのでその平均値を \bar{h} とする。図5, 6, 7に φ と子午線方向応力 σ_φ 、周方向応力 σ_θ との関係を示す。理論値が二つあるのは式(9), (10)中の厚さ h に上記 h と \bar{h} を用いたものである。なお実験はひずみが10%を越えない程度にとどめた。式(9), (10)より分かるように、

実測応力は円環かく厚さに大きく関係する。厚さは場所および圧力で変化するのでその影響が結果に表されている。

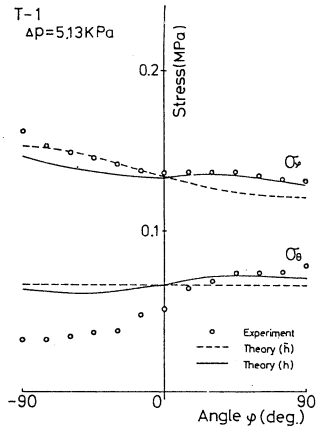


図-5

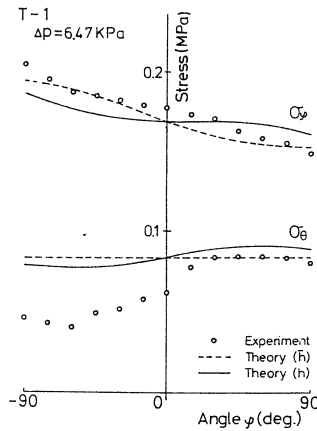


図-6

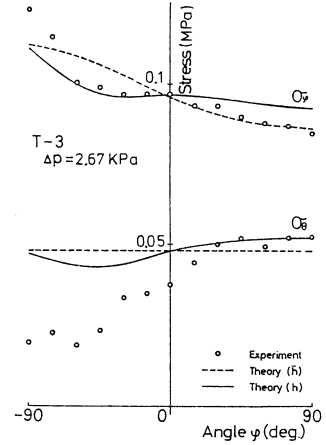


図-7

子午線方向応力 σ_φ の実測値と計算値は比較的合うが周方向応力 σ_θ はかなり異なっている。この原因は周方向ひずみ ϵ_θ にあると考えられる。

式(11), (12)より

$$\epsilon_\varphi = \frac{\sigma_\varphi - \nu \sigma_\theta}{E} \quad \dots\dots (13)$$

$$\epsilon_\theta = \frac{\sigma_\theta - \nu \sigma_\varphi}{E} \quad \dots\dots (14)$$

式(9), (10)より

$$\begin{aligned} \epsilon_\varphi &= \frac{1}{E} \left[\frac{Pa}{2h} \left(1 + \frac{6}{b+a \sin \varphi} \right) - \frac{Pa\nu}{2h} \right] \\ &= \frac{pa}{2Eh} \left(1 + \frac{b}{b+a \sin \varphi} - \nu \right) \quad \dots\dots (15) \end{aligned}$$

$$\epsilon_\theta = \frac{pa}{2Eh} \left[1 - \nu \left(1 + \frac{b}{b+a \sin \varphi} \right) \right] \quad \dots\dots (16)$$

式(16)中の [] 内で

$$1 - \nu \left(1 + \frac{b}{b+a \sin \varphi} \right) > 0 \quad \left(\because 0 < \nu < 0.5, \frac{b}{b+a \sin \varphi} \leq 1 \right)$$

従って

$$\epsilon_{\theta} = -\frac{pa}{2Eh} \left(1 - \nu \left(1 + \frac{b}{b+a \sin \varphi} \right) \right) > 0$$

よって ϵ_{θ} は負にはならない。しかしながら式(15), (16)で求めた値と実測値を図8に示すが、これによると $\varphi = -15^{\circ} \sim -90^{\circ}$ において ϵ_{θ} は負の値になる。すなわちこの範囲では円環かくは周方向において内側で縮む。このために周方向応力は計算値とかなりの違いが出たものと考えられる。

5. 結 語

内圧をうける円環かくの応力を求めるために、供試体に自動車用タイヤチューブを用いた実験を行い、薄膜理論で計算した値と比較検討した。その結果、子午線方向応力では比較的良く合うが、周方向応力は環の内側部分ではかなり違いがあることが分かった。

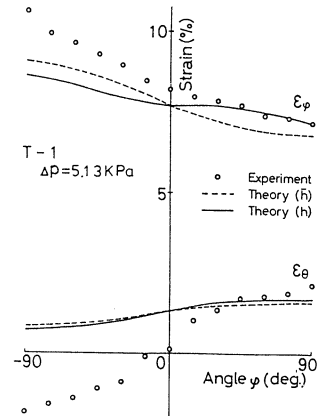


図-8

(昭和61年5月21日 受理)

6. 参考文献

- 1) H. Wissler, Festigkeitsberechnung von Ringflächenschalen Diss. Zurich (1916)
- 2) E. Reissner, Proc. Symposia in Appl. Mech., p.87 (1951)
- 3) 鬼頭 機論, 16-55 (昭和25), 84.
- 4) 中村 機論, 19-83 (昭和25), 48.
- 5) K. Nakamura, Bulletin of the Faculty of Eng. Yokohama National Univ., Vol.6, March, 1957
- 6) 太田ほか3名 機論, 29-197 (昭和38-1), 142
- 7) 中原一郎, 材料力学 下巻 (昭和45) 養賢堂

衝撃荷重下における応力－ひずみ曲線

台丸谷 政 志・内 藤 正 鄰・浜 田 恒 平
佐々木 一 之・小野崎 秀

Dynamic Stress–Strain Diagrams for Copper, Aluminium and Lead

Masashi DAIMARUYA, Masachika NAITOH, Kouhei HAMADA, Kazuyuki SASAKI,
and Shigeru ONOZAKI

Abstract

The split Hopkinson bar has become an increasingly popular tool in the study of the dynamic response of materials. In the present paper, an application of the split Hopkinson bar technique with the aid of a micro-computer is presented which allows simultaneous recording of stress vs. strain, stress vs. time, strain vs. time, and strain-rate vs. time for a dynamic loading. Specimens of copper, aluminium and lead are tested at the range of strain rates up to about 1000 sec^{-1} to determine their strain-rate sensitivity. The experimental results agreed approximately with either a logarithmic law $\sigma \propto \ln \dot{\epsilon}$ or a power law $\sigma \propto \dot{\epsilon}^n$.

1 緒 言

静的試験における応力－ひずみ曲線は、普通、ひずみ速度が、 $10^{-4} \sim 10^{-3} [\text{l/sec}]$ 程度でのところで得られたものであり、材料の静的特性を示す重要なものである。しかし、衝撃荷重下では、ひずみ速度が、 $10 \sim 10^4 [\text{l/sec}]$ の範囲に達し、材料は静的荷重を受ける場合とは異なった挙動を示すことが知られている。衝撃塑性学において、ひずみ速度の影響の問題は主要な研究課題であり、理論と実験に関する多くの文献が見られる。ひずみ速度依存性を示す材料の機械的特性を記述するために、多くの構成方程式が提案されてきた。たとえば、Malvern¹⁾ は過剰応力 $\sigma - f(\epsilon)$ (動的応力 σ と静的応力 $f(\epsilon)$ の差) はひずみ速度の 1 次関数であると仮定して構成方程式を提案している。また、Hauser²⁾ は、高ひずみ速度域で過剰応力はひずみ速度に比例すると報告している。一方、低ひずみ速度域では、過剰応力はひずみ速度の対数に比例するとの Lindholm³⁾ の報告もある。いずれにしても、ひずみ速度の影響について定まった結論が得られていないのが実状である。

本研究では、材料の動的な機械的特性を調べるために用いられるスプリット・ホプキンソン棒法によって、銅、アルミニウム、鉛の金属材料について、動的応力－ひずみ関係を実験的に求め、数式化を試みた。なお、測定装置にマイクロコンピュータを使用することによって、データ処理

時間の短縮化，および計測された信号が指示計や記録計などを経ずに直接マイクロコンピュータに入力されるため，読み取り誤差を無くすることができ，実験データの信頼性の向上を図った。

2. スプリット・ホプキンソン棒法の測定理論

スプリット・ホプキンソン棒法による測定原理を図1に基づいて簡単に述べる。

入・出力棒の単位体積当たりの質量，縦弾性係数，弾性波速度をそれぞれ ρ, E, c とし，試験片の長さを a とする。また，それぞれの棒に

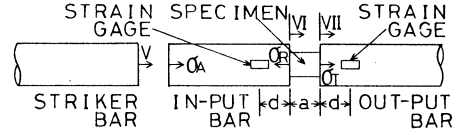


図-1 スプリットホプキンソン棒

おける応力波の伝ば方向を次の記号で示す。すなわち，衝撃棒の進行方向と同方向に伝ばする応力波に対して (\rightarrow)，その逆方向に伝ばする応力波に対して (\leftarrow) の符号を付ける。

衝撃棒と入力棒の衝突によって生じた圧縮応力波 $\vec{\sigma}_A$ は入力伝達棒内を右方へ伝ばし，試験片との接触面に到達する。ここで応力波は試験片に伝えられる応力波と入力伝達棒に反射される反射引張り応力波 $\leftarrow \vec{\sigma}_R$ とに分かれる。また，試験片に伝えられた応力波は出力伝達棒との接触面に到達し，ここでまた試験片内に反射される応力波と出力伝達棒に伝達される伝達圧縮応力波 $\vec{\sigma}_T$ とに分かれる。いま，入力伝達棒と出力伝達棒の試験片に接触している端面のそれぞれの速度を V_I および V_{II} とすれば，試験片の圧縮ひずみ ϵ は，

$$\epsilon = (1/a) \int (V_I - V_{II}) dt \quad (1)$$

として与えられる。ただし， V_I, V_{II} は図1において右方へ動くときに正であり，応力，ひずみについては圧縮を正とする。この式でわかるように， ϵ は試験片全長にわたっての平均値であって，特定の点におけるひずみではない。それぞれの端面の速度 V_I, V_{II} と応力の関係式は次式のように与えられる。

$$V_I = (c/E) (\vec{\sigma}_A + \leftarrow \vec{\sigma}_R) \quad (2)$$

$$V_{II} = (c/E) (\vec{\sigma}_T) \quad (3)$$

ここで， $c = \sqrt{E/\rho}$ であるから，式(1)は

$$\sigma = (1/\rho ca) \int (\vec{\sigma}_A + \leftarrow \vec{\sigma}_R - \vec{\sigma}_T) dt \quad (4)$$

また，ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は次式のように与えられる。

$$\dot{\epsilon} = (1/\rho ca) (\vec{\sigma}_A + \leftarrow \vec{\sigma}_R - \vec{\sigma}_T) \quad (5)$$

なお，試験片内における応力 σ は両端面における応力値の平均で与えられるとし，棒および試験片の断面積をそれぞれ A, A_0 とすると，

$$\sigma = (A/A_0) (\vec{\sigma}_A - \leftarrow \vec{\sigma}_R + \vec{\sigma}_T) / 2 \quad (6)$$

で与えられる。

以上のように，伝達棒を伝ばする応力波 $\sigma_A, \sigma_R, \sigma_T$ を知ることで，ひずみ ϵ ，ひずみ速

度 ϵ ，および応力 σ の関係を求めることができる。

図2に応力解析の図式例を示す。

3 実験装置および測定系

本実験で使用した実験装置および測定系の概略を図3に示す。実験は衝撃棒①の自由落下を利用して，入力伝達棒②の一端に縦衝撃を加える方法でおこなった。これによって入力伝達棒内に圧縮弾性波が伝わり，試験片③に急激な力を加え衝撃的に試験片を塑性変形させる。余分のエネルギーは，出力伝達棒④に伝えられる。このとき，入力伝達棒，出力伝達棒，衝撃棒は弾性変形内に留まるように設定されている。衝撃速度は，衝撃棒の落下高さ（0.5～6.0m）によって調整した。

入力伝達棒，出力伝達棒に伝えられる応力-時間波形は，それぞれの棒に貼りつけられたひずみゲージ⑤によって検出し，ブリッジ・ボックス，アンプを通してデジタル・ストレージ・スコープに写し出される。またGP-IBバスを通してマイクロ・コンピュータに転送され，ミニ・フロッピーディスクに記憶される。

衝撃棒，入力伝達棒，出力伝達棒には全て，直径20mm，長さ1000mmのステンレス丸棒SUS 360を使用した。材料特性は縦弾性係数 $E_0 = 2.1 \times 10^4$ [kg/mm²]，弾性波伝ば速度 $C_0 = 5.17 \times 10^6$ [mm/s]である。入力伝達棒，出力伝達棒には，試験片に接触する端面から $10d$ （ d ：入・出力棒の直径）の位置に半導体ひずみゲージを軸対称に4枚貼り，直列に接続して，曲げの影響を取り除いた。

なお，銅試験片は，直径8mm，長さ3，5，10，20mmで，450℃で1時間焼鈍を行ったものを用いた。アルミニウム試験片は，直径10mm，長さ3，5，10，15，20mmで，400℃で1時間半焼鈍を行ったものを用いた。鉛試験片は，直径8.5mm，長さ5，10，15mmのものを用いた。

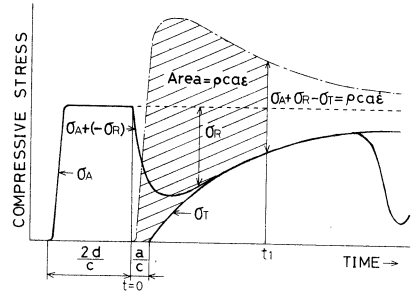


図-2 応力解析

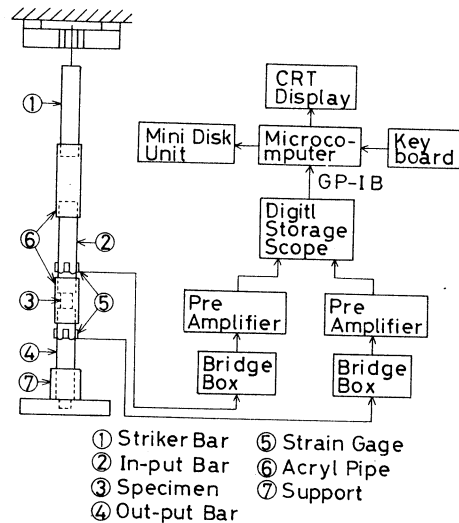


図-3 実験装置および測定系

4 実験結果

4.1 静的応力-ひずみ関係

銅，アルミニウム，および鉛の静的圧縮実験により得られた実験値および静的応力-ひずみ関係を図4に示す。曲線は次式で関数近似したものである。

$$\sigma \leq \sigma_Y : \sigma = f(\epsilon) = E_0 \cdot \epsilon$$

$$\sigma > \sigma_Y : \sigma = f(\epsilon) = A (\epsilon - \epsilon_Y)^B + \sigma_Y$$

(7)

表1に各材料に対する諸量を示す。なお， σ_Y ， ϵ_Y は関数 $f(\epsilon)$ が実験値に最も一致するように決定した値で，必ずしも弾性限界を示す値ではない。

表-1 各材料の諸量

	COPPER	ALUMINUM	LEAD
E kg/mm ²	1.2×10^4	7×10^3	1.45×10^3
ϵ_Y %	0.6×10^{-2}	1×10^{-2}	2×10^{-2}
σ_Y kg/mm ²	0.72	0.7	0.29
A kg/mm ²	92.8	16.51	3.37
B	0.681	0.394	0.608
C mm/s	3.65×10^6	5.05×10^6	1.12×10^6

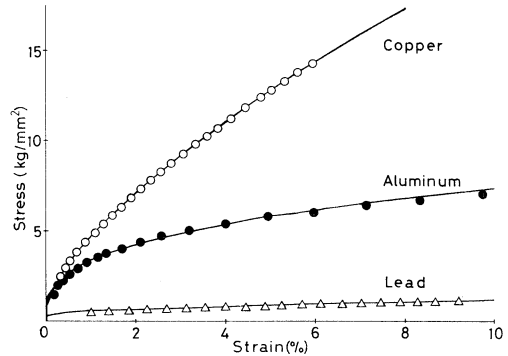


図-4 静的応力-ひずみ関係

4.2 測定波形

スプリット・ホプキンソン棒法の実験によって入・出力棒上で測定された，銅，アルミニウム，および鉛試料の応力波形をそれぞれ図5(a)~(c)に示す。縦軸は入・出力棒の応力値で，横軸は時間である。各図とも衝撃速度 $V_0 = 10.8$ [m/sec]であり，スケールは同じである。これらの図を比較すると，各図とも同様の応力変動を示しており，図2に対応している。ただし，波

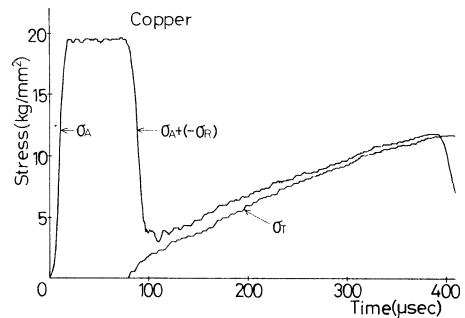
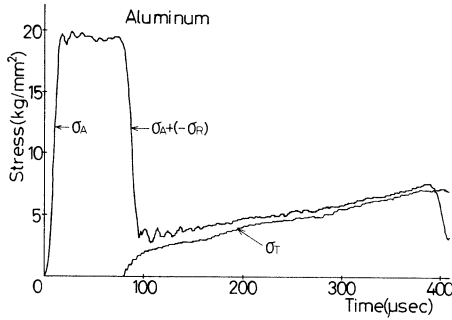


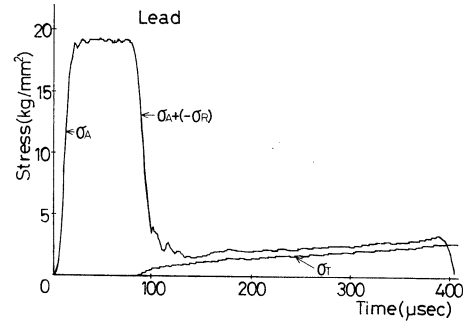
図-5(a) 銅

形上に小さな振動が見られるが，この振動は縦衝撃を受けた入・出力棒の主として横慣性効果による影響である⁴⁾。これらの波形により，2章で述べた理論に基づきひずみ，ひずみ速度，動的応力を計算した。

衝撃荷重下における応力-ひずみ曲線



(b) アルミニウム



(c) 鉛

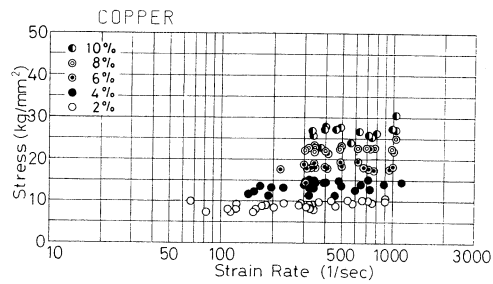
図-5 測定波形

4.3 動的応力-ひずみ速度関係

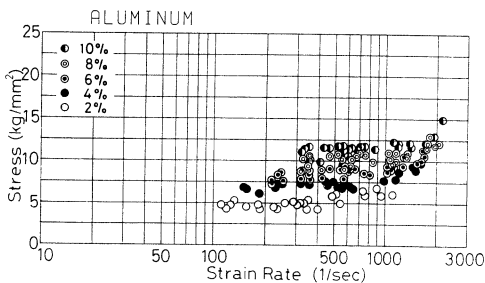
銅，アルミニウム，鉛の測定波形から得られた一定ひずみ（2，4，6，8，10％）における動的応力-ひずみ速度関係を，図6(a)～(c)に示す。各材料とも一定ひずみにいてひずみ速度の増加にともない応力値も増し，中でも鉛は低ひずみ速度域から応力値の増加がみられる。また，ひずみの増加にともないひずみ速度の影響が大きく現れ，動的応力の増加割合も増していることがわかる。

4.4 動的応力-ひずみ関係

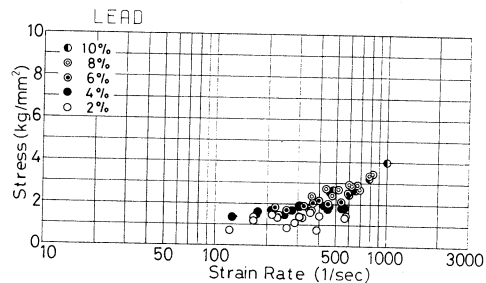
一定ひずみ速度に対する動的応力-ひずみ曲線を図7(a)～(c)に示す。これらの図は，各一定ひずみ速度における応力値を，各ひずみごとに読み取ってプロットした図である。各材料とも，動的応力-ひずみ曲線は



(a) 銅



(b) アルミニウム



(c) 鉛

図-6 動的応力-ひずみ速度関係

静的応力-ひずみ曲線よりも応力が高くなり、この傾向はひずみ速度が大きいくほど顕著であることが分かる。

ひずみ速度200~800 [1/sec] の範囲内において、動的応力と静的応力の比は、銅の場合1.2~1.45倍、アルミニウムの場合1.1~1.5倍、鉛の場合1.7~3.2倍となっている。これより、鉛が一番ひずみ速度依存性が高く、銅とアルミニウムに関しては大きな違いが見られない。

5 構成方程式の検討

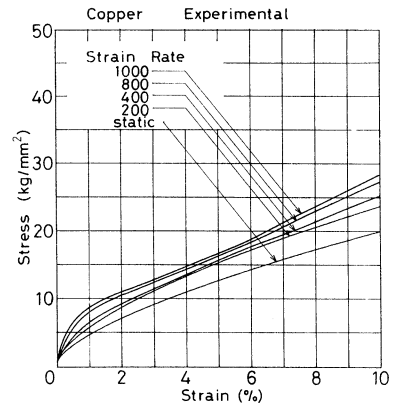
5.1 構成式の数式化

ひずみ速度を考慮した種々の構成方程式が提案されているが、大別すれば対数則と指数則に分類することができる。すなわち、 $\sigma \propto \log \dot{\epsilon}$ あるいは、 $\sigma \propto \dot{\epsilon}^n$ で、Lindholm³⁾の実験式は前者であり、Malvern 構成式¹⁾は後者の $n = 1$ の場合に相当する。これらの構成式は具体的には次式で表される。

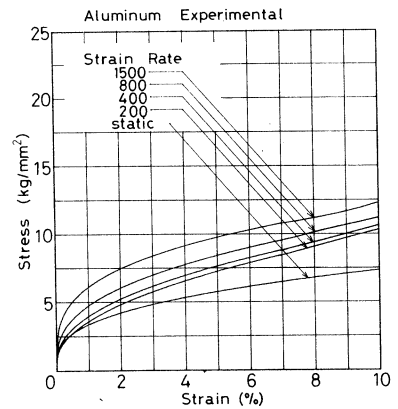
$$\text{Lindholm の実験式: } \sigma = f(\epsilon) + A \cdot \ln(\dot{\epsilon}/B) \quad (8)$$

$$\text{Malvern 構成式: } \sigma = f(\epsilon) + E_0/K \cdot \dot{\epsilon} \quad (9)$$

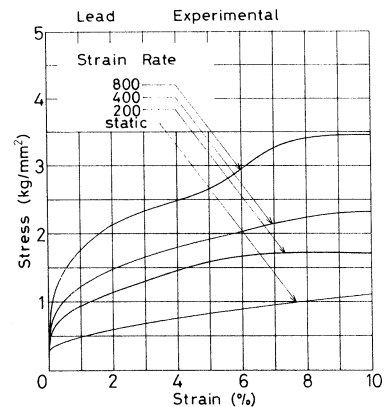
式(8)および式(9)に含まれている K, A は多くの場合、定数と仮定されているが、厳密にはひずみの関係と考えられる。ここでは、一定ひずみに対して得られた応力-ひずみ速度関係の実験値を最小二乗法を用いて式(8)および式(9)で近似し、 K および A の値を算出した。得られた値を用いて描いた、一定ひずみ(2, 4, 6, 8, 10%)における銅、アルミニウム、鉛についての実験値と両近似曲線を、図8~11に示す。ただし、縦軸は応力であり、横軸はひずみ速度の対数である。なお、 B 値については、静的実験でのひずみ速度が、 $10^{-3} \sim$



(a) 銅



(b) アルミニウム



(c) 鉛

図-7 動的応力-ひずみ曲線

衝撃荷重下における応力-ひずみ曲線

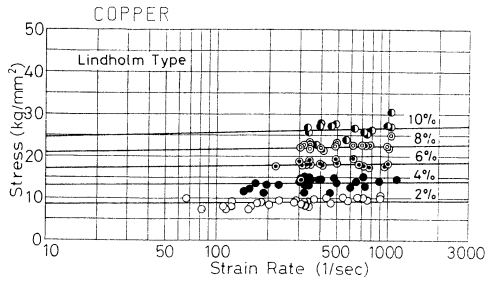


図-8 銅の対数則近似

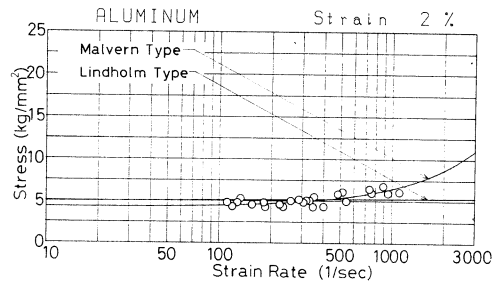


図-9 (a)

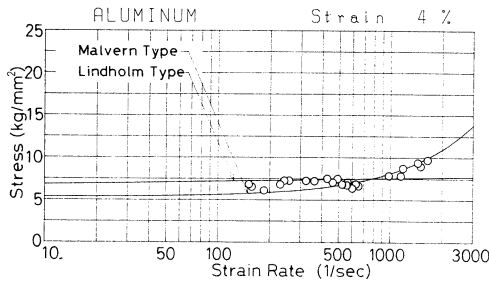


図-9 (b)

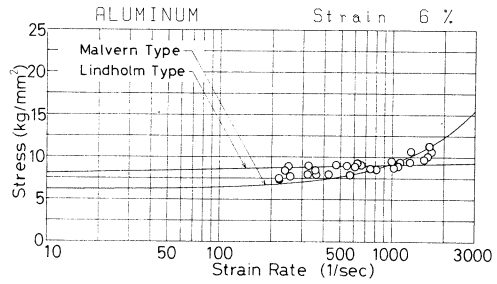


図-9 (c)

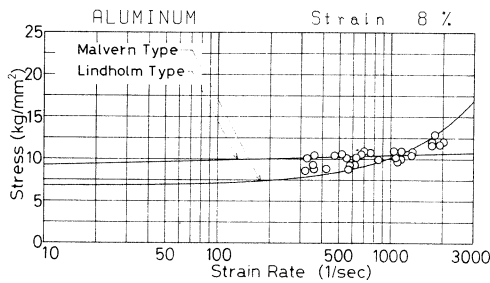


図-9 (d)

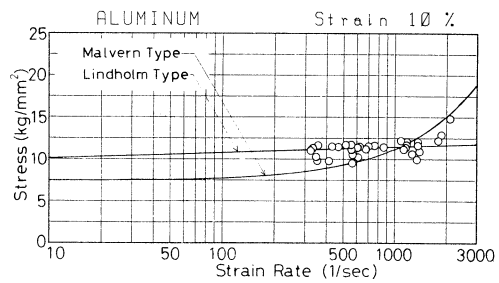


図-9 (e)

図-9 アルミニウムの対数則および指数則近似

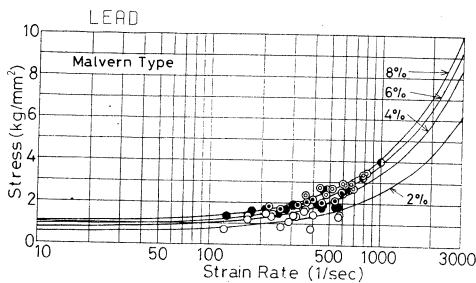


図-10 鉛の指数則近似

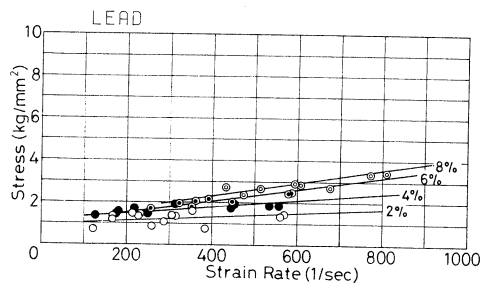


図-11 鉛の $\sigma - \dot{\epsilon}$ 関係

10^{-4} [l/sec]程度であるので、ここでは $B = 10^{-3}$ [l/sec] とした。

図8の銅の場合は、実験で得られたひずみ速度域において、対数則(8)式で近似した曲線と実験値がよく一致している。

図9(a)~(e)のアルミニウムの場合は、対数則および指数則の両方で近似したが、600 [l/sec] 以下のひずみ速度において、両構成式とも実験値とよく一致している。しかし、高ひずみ速度域においては、むしろ Malvern 構成式に対応しており、応力はひずみ速度に比例して増加していると言える。

図10の鉛の場合、低ひずみ速度域から実験値と Malvern 構成式で近似した曲線が一致していることがわかる。そこで、鉛の場合には改めて横軸にひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ をとり実験値を直線近似したものを、図11に示す。図11は、応力がひずみ速度に比例していることを明確に示している。

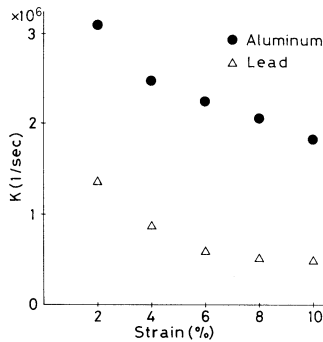


図-12 K — ϵ 関係

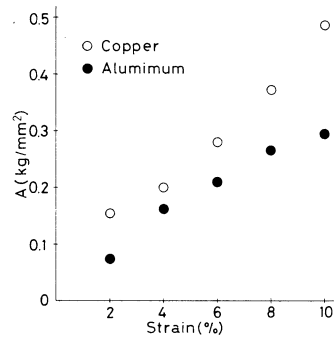


図-13 A — ϵ 関係

5.2 ひずみ速度依存性を表す材料定数 K および A

銅、アルミニウム、鉛試料について、それぞれ式(8)あるいは式(9)で近似したが、各ひずみごとにひずみ速度依存性を表す K 値および A 値がひずみ量によって変化した。これらの K 値、A 値をひずみ 2% ごとにプロットしたものを、図12、13に示す。

Malvern 構成式中に含まれる K [l/sec] は、その値が小さいほどひずみ速度依存性が高いことを示す。図12より、アルミニウム、鉛ともひずみの増加に伴い K の値は減少する傾向にあり、ひずみ速度依存性はひずみとともに増加することがわかる。

一方、対数則(8)式中にふくまれる A [kg/mm²] も、その材料のひずみ速度依存性を表し、その値が大きいくほどひずみ速度依存性が高いことを示す。図13より、銅、アルミニウムともひずみの増加に伴い A の値は増加する傾向にある。

以上のことより、銅、アルミニウム、鉛ともひずみ速度依存性はひずみとともに増加し、ひずみの関数となっていることがわかる。

衝撃荷重下における応力-ひずみ曲線

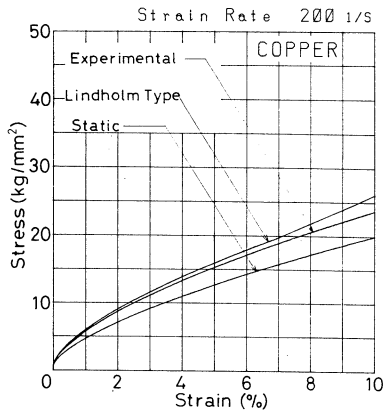


図-14(a) ひずみ速度200(1/sec)
(銅)

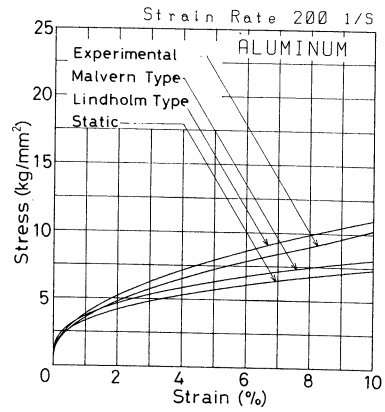


図-15(a) ひずみ速度200(1/sec)
(アルミニウム)

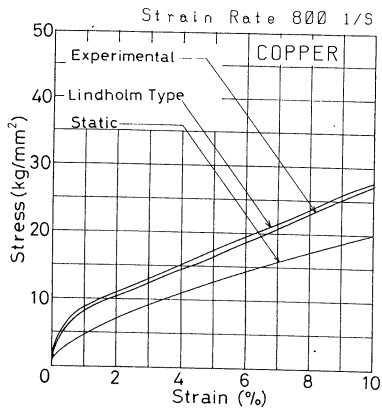


図-14(b) ひずみ速度800(1/sec)
(銅)

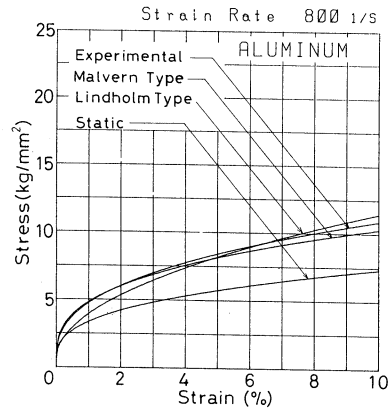


図-15(b) ひずみ速度800(1/sec)
(アルミニウム)

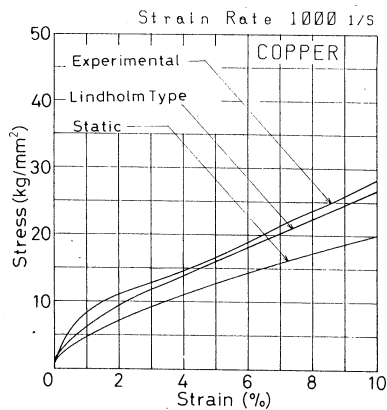


図-14(c) ひずみ速度1000(1/sec)
(銅)

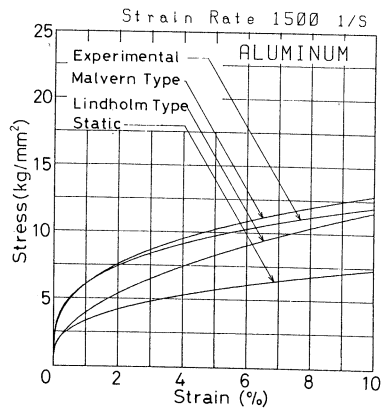


図-15(c) ひずみ速度1500(1/sec)
(アルミニウム)

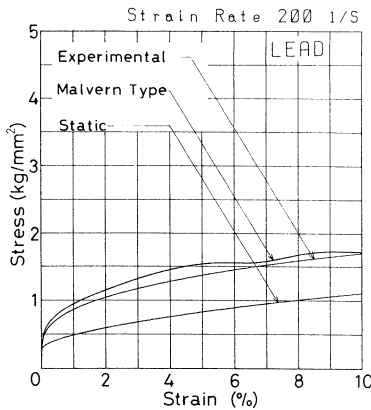


図-16(a) ひずみ速度200(1/sec)
(鉛)

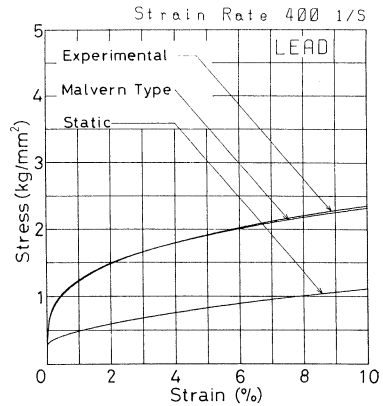


図-16(b) ひずみ速度400(1/sec)
(鉛)

5.3 動的応力-ひずみ曲線

各ひずみ速度に対して、実験により得られた動的応力-ひずみ曲線と、近似した両構成式から得られた動的応力-ひずみ曲線の比較を、図14～16に示す。銅の場合、実験により得られたひずみ速度域においては対数則に比較的良好に一致することがわかる。アルミニウムの場合、ひずみ速度200 [1/sec] では対数則の方が実験値に近く、ひずみ速度800 [1/sec] では両構成式とも同

等の有効性を示している。また、ひずみ速度が1500 [1/sec] になると Malvern 構成式のほうが実験値により一致している。したがって、低ひずみ速度域では対数則に、高ひずみ速度域においては Malvern 構成式に近いことがわかる。

鉛の場合、各ひずみ速度において Malvern 構成式は実験値と近い傾向を示し、特にひずみ速度400 [1/sec] においては、実験値と一致している。

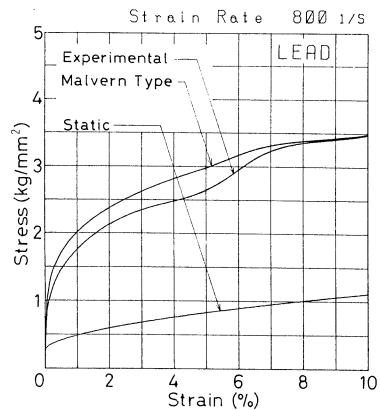


図-16(c) ひずみ速度800(1/sec)
(鉛)

6 結 言

本研究では、スプリット・ホプキンソン棒法を用いて、試験片両端面の応力変動を測定することにより、応力、ひずみ、ひずみ速度を求め、銅、アルミニウムおよび鉛の動的応力-ひずみ曲線を求めた。また、各試料について構成方程式の数式化を試み、実験値との比較を行い、次の結論を得た。

- 1) 銅、アルミニウム、鉛ともひずみ速度依存性を示す。

衝撃荷重下における応力－ひずみ曲線

- 2) 衝撃荷重下における応力－ひずみ曲線は、静的応力－ひずみ曲線よりも応力が高くなり、この傾向はひずみ速度が高いほど顕著である。
- 3) 動的応力－ひずみ関係について、銅は本実験で測定されたひずみ速度 10^3 [1/sec] までは対数則で近似される。アルミニウムは低ひずみ速度域では対数則に対応し、高ひずみ速度域では Malvern 構成式に対応する。鉛は低ひずみ速度から Malvern 構成式に対応する。
- 4) 対数則および指数則中のひずみ速度依存性を表す材料定数 K 値および A 値はひずみ量によって変化する。

(昭和61年 5 月21日 受理)

参考文献

- 1) L. E. Malvern, : J. Appl. Mech, 18, 203 (1951)
- 2) F. E. Hauser, J.A. Simmons, and J. E. Dorn : Response of Metals to High Velocity Deformation (1961), 93, Interscience Publ.
- 3) U. S. Lindholm : Mech. Phys. Solid, 12 (1951), 317
- 4) 内藤, 台丸谷 : 縦衝撃を受ける丸棒の弾性波に及ぼす衝撃立上がり時間の影響, 日本機械学会論文集 (A 編), 50巻, 453号, (昭59), 1097

擬似衝撃波に関する研究

(第1報, 直管路内の擬似衝撃波の発生位置と形状)

杉 山 弘・武 田 英 樹
張 堅 平・関 山 雅 人

Studies on Pseudo-Shock Waves (1st Report, On the Locations
and Shapes of Pseudo-Shock Waves in Straight Rectangular Ducts)

Hiromu SUGIYAMA, Hideki TAKEDA, Jianping ZHANG and Masato SEKIYAMA

Abstract

When a supersonic flow is decelerated to subsonic flow in a duct, a series of plane or lambda shocks, known as a pseudo-shock wave, is produced as the result of shock wave-turbulent boundary layer interaction. This paper describes an experimental study on the locations and shapes of pseudo-shock waves in straight rectangular ducts when the flows are choked at the duct exits. The experiment was done for Mach number at the duct entrance M_∞ from 1.72 to 1.88 and for duct length $L/D = 13.8 \sim 23.6$, where L is the length of the duct, and D ($=50\text{mm}$) the width of the duct. It is shown that the locations of pseudo-shock waves move in a downstream direction with decreasing L/D and increasing M_∞ . As the locations of pseudo-shock waves move in a downstream direction, the shapes of pseudo-shock waves change from λ -type to X-type. It is also shown that the location of the pseudo-shock wave in a duct can be predicted by the theory of the Fanno flow with normal shock wave when the flow is choked at the duct exit.

1. ま え が き

流路内で超音速流れが亜音速流れに減速する際に発生する衝撃波は、流路壁面境界層と干渉して、いわゆる擬似衝撃波 (Pseudo-shock wave)¹⁾となる。この擬似衝撃波に関する研究は、超音速風洞や超音速遠心圧縮機のデフューザ、ジェットエンジンの空気取入口、高圧ガス配管系内の流れや、その他狭い流路内の超音速流れの設計・運転と関連し重要である^{2)~5)}。

本研究では、最も基本的で重要と思われる直管路内の擬似衝撃波を取り上げ、その発生位置、構造、振動現象等を調べる。擬似衝撃波の発生位置に関する研究は、超音速流れを含む流路の設計において重要であるにもかかわらず、よく分っていない。直管路内の擬似衝撃波の巨視的構造については多くの研究があり、かなり明らかにされてきた^{6)~8)}。しかし、擬似衝撃波の内部構造に関しては、擬似衝撃波は多数の衝撃波と乱流境界層の干渉という複雑な現象であるため、未だよく分っていない^{9), 10)}。また、擬似衝撃波の振動現象についても十分解明されていない状況

である¹¹⁾。

そこで、本研究では、まず、直管路内の擬似衝撃波の発生位置を実験的に調べる。次に、ファノ流れの理論による擬似衝撃波の発生位置の予測値と実験値との比較を行う。最後に、擬似衝撃波の発生位置と擬似衝撃波の形状、擬似衝撃波による静圧上昇を調べる。

2. 実験装置と実験方法

本実験で使用した風洞は、間欠作動の吸込み式超音速風洞である。図1に実験装置の概略を示す。測定部は、正方形断面 $50 \times 50 \text{ mm}^2$ をもつ直管路である。測定部の上壁には、平均壁面静圧を測定するための圧力孔($\phi 0.5 \text{ mm}$)が多数設けられている。測定部の側壁には、流れ場をシュリーレン法で観察するための窓ガラス(図1で破線で囲まれた部分)が取り付けられている。

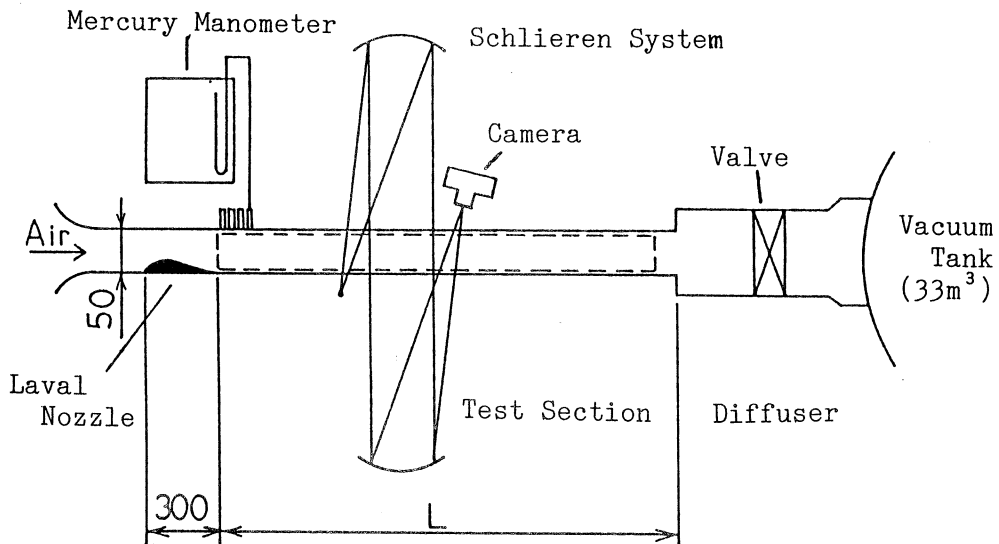


図-1 実験装置の概略

直管路(管路出口端で流れをチョークさせた場合)では、擬似衝撃波の発生位置は、管路入口マッハ数 M_∞ と管路長さ L によって移動することが予備実験^{12), 13)}で明らかになった。そこで、擬似衝撃波の発生位置を調べる実験では、(1)ラバルノズルの設計マッハ数 M_d を一定とし、管路長さ L を変化させた実験と、(2) L を一定として M_d を変化させた実験を行った。なお、擬似衝撃波の発生位置は、大気圧によっても、また管路出口端で流れがチョークしていない場合には、背圧によっても変わることを付記しておく。

真空タンクの容量は 33 m^3 であり、風洞の作動時間は約20秒である。実験は次のようにして行った。真空タンクの圧力を十分下げた後、バルブを急速に開き、大気をラバルノズルを通して真空タンクに吸い込ませ、測定部に超音速流れおよび擬似衝撃波を発生させた。そして、水銀マノメー

タによる平均壁面静圧測定，シェーリーレン光学系（直径200mmの凹面鏡）による擬似衝撃波の観察を行った。

3. 実験結果と考察

3.1 直管路内の擬似衝撃波の発生位置

3.1.1 管路長さ L/D の影響

図2(a),(b)に，ラバルノズルの設計マッハ数をそれぞれ $M_d = 1.85, 1.82$ とし，すなわち管路入口マッハ数を $M_\infty = 1.72, 1.62$ とし，無次元管路長さ L/D （ここで， D は管の幅で $D = 50\text{mm}$ ）を変化させた場合の管路壁面平均静圧分布を示す。(a),(b)は，それぞれ長管路，短管路の場合である。横軸は管路入口から測った無次元距離 X/D で，縦軸は無次元静圧 P/P_a （ P_a は大気圧）である。

擬似衝撃波の発生位置 X_f （管路入口か

らの距離）は，壁面静圧が急に上昇し始める点である。図2(a),(b)より得られた擬似衝撃波の無次元発生位置 X_f/D と擬似衝撃波直前の気流マッハ数 M_1 をそれぞれ表1(a),(b)に示す。

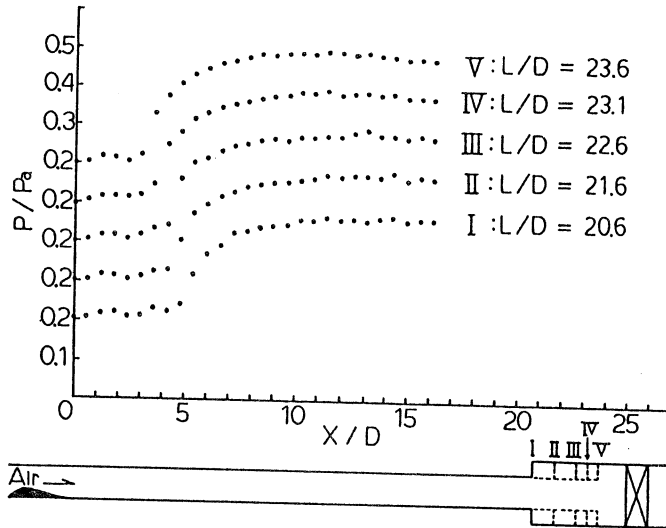


図-2(a) 擬似衝撃波の発生位置に及ぼす管路長さ L/D の影響（長管路の場合）

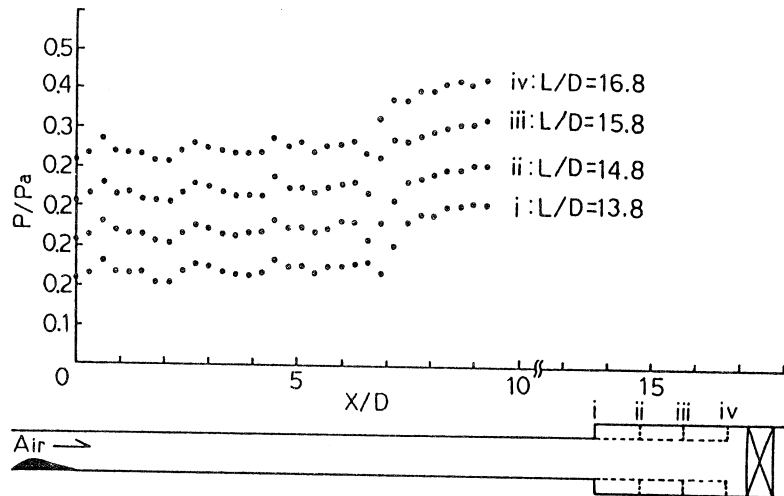


図-2(b) 擬似衝撃波の発生位置に及ぼす管路長さ L/D の影響（短管路の場合）

図2(a),(b)と表1(a),(b)より, M_∞ が一定の場合, 擬似衝撃波の発生位置 X_f/D は, (a),(b)の長, 短管路の場合とも, 管路長さ L/D が増大するにつれて, 上流側へ移動することがわかる。ただし(b)の短管路の場合 (M_∞ が小さい場合), 擬似衝撃波の発生位置に及ぼす L/D の影響はわずかであることがわかる。

3.1.2 管路入口マッハ数 M_∞ の影響

図3に, 管路長さを一定 ($L/D = 20.6$) とし, ノズルの設計マッハ数 M_d を変化させることによって管路入口マッハ数 M_∞ を変化させた場合の, 管軸方向の平均壁面静圧分布を示す。横軸と縦軸は図2と同様である。図3より求めた擬似衝撃波の発生位置を表2に示す。図3と表2より, L/D が一定の場合, 擬似衝撃波の発生位置は, M_∞ が減少するにつれて, 上流側に移動することがわかる。ノズル8 ($M_d = 1.78$) の場合には, 擬似衝撃波はノズル内に発生する。また, 擬似衝撃波による圧力上昇は, 擬似衝撃波の発生位

表-1(a) 擬似衝撃波の発生位置 (L/D を変化した場合)(長管路の場合)

Duct	I	II	III	IV	V
L/D	20.6	21.6	22.6	23.1	23.6
M_1	1.54	1.55	1.57	1.58	1.59
X_f/D	5.1	4.7	4.4	4.0	3.7

表-1(b) 擬似衝撃波の発生位置 (L/D を変化した場合)(短管路の場合)

Duct	i	ii	iii	iv
L/D	13.8	14.8	15.8	16.8
M_1	1.54	1.54	1.54	1.53
X_f/D	6.9	6.8	6.7	6.6

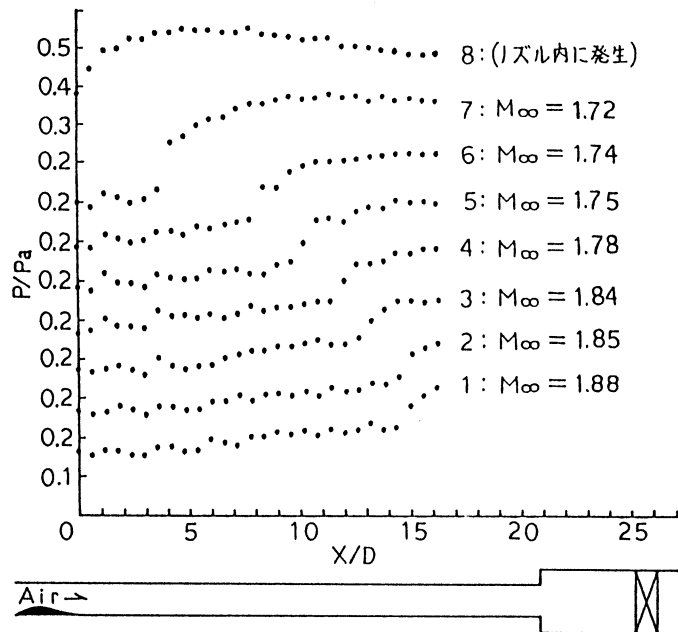


図-3 擬似衝撃波の発生位置に及ぼす管路入口マッハ数の影響 ($L/D = 20.6$)

置が上流側へ移動するにつれて増大することがわかる。

3.1.3 ファノ流れの理論による擬似衝撃波発生位置の予測

一般に、擬似衝撃波の発生位置は、理論的に予測することは困難であるとされている。本項では、擬似衝撃波を1つの垂直衝撃波と仮定

表-2 擬似衝撃波の発生位置 (M_∞ を変化させた場合)

Nozzle	1	2	3	4	5	6	7	8
M_d	2.05	2.01	1.97	1.93	1.89	1.86	1.82	1.78
M_∞	1.88	1.85	1.84	1.78	1.75	1.74	1.72	—
M_1	1.60	1.58	1.54	1.55	1.58	1.54	1.61	—
X_t/D	15.0	14.4	13.0	11.8	9.8	8.0	4.2	—

し、擬似衝撃波の発生位置を、垂直衝撃波を伴うファノ流れの理論によって予測してみよう。

摩擦のある断面積一定の管路内の断熱流れをファノ流れ (Fanno flow) というが、この流れモデルは管長が比較的短い場合に適用できる。ファノ流れにおいて、マッハ数 M の流れが臨界状態 ($M = 1$) に至るまでの距離 L_{\max} とマッハ数の関係は、次式で与えられる¹⁴⁾。

$$4 \frac{C_f}{D} L_{\max} = \frac{1-M^2}{\kappa M^2} + \frac{\kappa+1}{2\kappa} \ln \left[\frac{(\kappa+1) M^2}{(\kappa-1) M^2 + 2} \right] \quad (1)$$

ここに、 C_f は平均壁面摩擦係数、 κ は比熱比である。

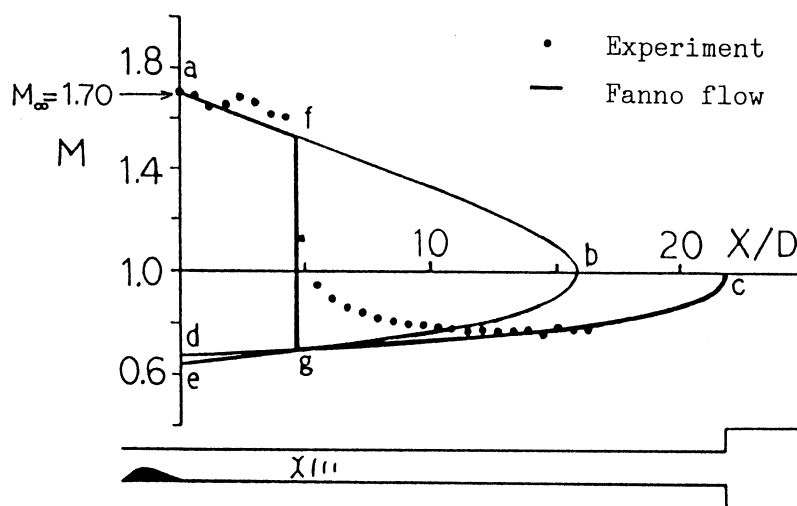


図-4 垂直衝撃波を伴うファノ流れ

図4に、管路長さ $L (=1080\text{mm}) > L_{\max}$ 、管上流マッハ数 M が $M > 1$ の場合のファノ流れの計算値を示す。横軸は管路入口からの無次元距離 X/D で、縦軸はマッハ数である。管路入口マッハ数 M_∞ (ここでは $M_\infty=1.70$) より、図中のファノ線 ab が求まり、点 b において流れはチャー

クする。しかし、実際には管路出口端で流れはチョークするため、管路内の流れはファノ流れだけでは実現できず、管路内で衝撃波の発生を考えなければならない。

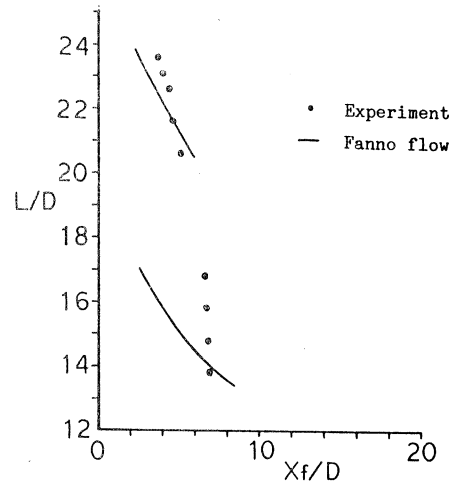
衝撃波の発生位置は、垂直衝撃波前後の関係式

$$M_2^2 = \frac{(\kappa - 1) M_1^2 + 2}{2 \kappa M_1^2 - (\kappa - 1)} \quad (2)$$

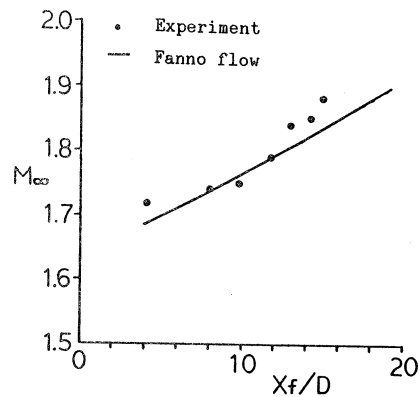
により求まる曲線 eb と管路出口端でチョークする亜音速のファノ流れの曲線 dc との交点 g である。ここに、 M_1 , M_2 は垂直衝撃波直前、直後の気流マッハ数である。管内の流れは、曲線 afgc で表わされると考えられる。すなわち、g 点で衝撃波が発生し、管路出口端で流れはチョークする。

図 4 中に、実験により得られたマッハ数のデータ（黒丸印）と、図の下部に模式的に擬似衝撃波の発生位置が示してある。これらより、衝撃波を伴うファノ流れの理論による衝撃波の発生位置の計算値と実験値はほぼ一致しており、擬似衝撃波の発生位置は、衝撃波を伴うファノ流れの理論によって予測できると言えよう。なお、壁面摩擦係数 C_f は一般に 0.003～0.004 程度の値で、マッハ数により若干変化するものであるが、その変化は小さいため、本計算では多くの実験データより $C_f = 0.0033$ とした。

図 5 に垂直衝撃波を伴うファノ流れの理論による擬似衝撃波の発生予測位置と、実験による発生位置が示されている。(a) は、管路長さ L/D を変化させた場合、すなわち 3.1.1 項の実験に対するものであり、横軸は擬似衝撃波の無次元発生位置 X_f/D 、縦軸は無次元管路長さ L/D であ



図一 5 (a) 衝撃波を伴うファノ流れによる擬似衝撃波発生位置の予測 (L/D を変化させた場合)



図一 5 (b) 衝撃波を伴うファノ流れによる擬似衝撃波発生位置の予測 (M_{∞} を変化させた場合)

る。この場合、どちらも定性的な傾向は一致しているが、定量的にはずれが大きく、それは短管路の場合で著しいことがわかる。(b)は、管路入口マッハ数 M_∞ を変化した場合、すなわち3.1.2項の実験に対するものであり、横軸は X_f/D 、縦軸は管路入口マッハ数 M_∞ である。この場合は、予測値と実験値は傾向的にもかなり一致している。ただし、擬似衝撃波の発生位置が、比較的上流側や下流側の場合に、ややずれが生じている。これらのずれの原因として考えられることは、管路の長さが変わった場合や、擬似衝撃波の発生位置が変わった場合などに、平均壁面摩擦係数がわずかながら変化するためであると思われる。さらに、ファノ流れの理論においては、発生する衝撃波は垂直衝撃波と考えられており、また境界層は考慮

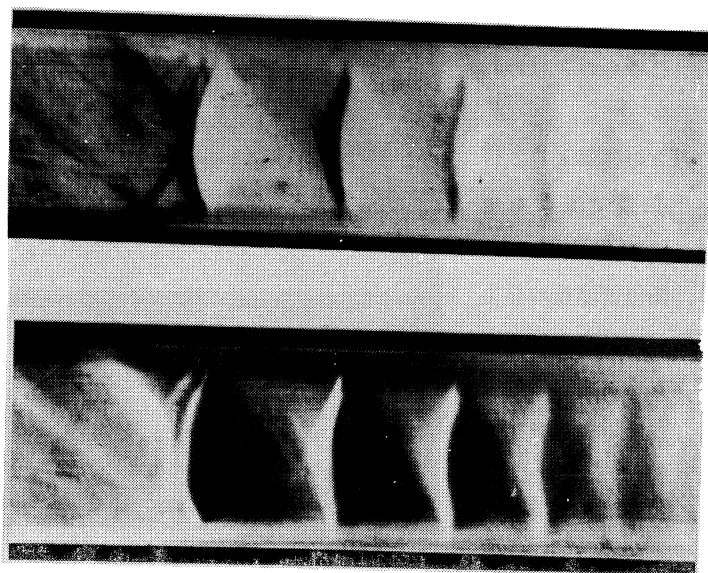


図-6(a) 擬似衝撃波のシュリーレン写真（露光時間1/500sec）
($X_f/D=3.0$)

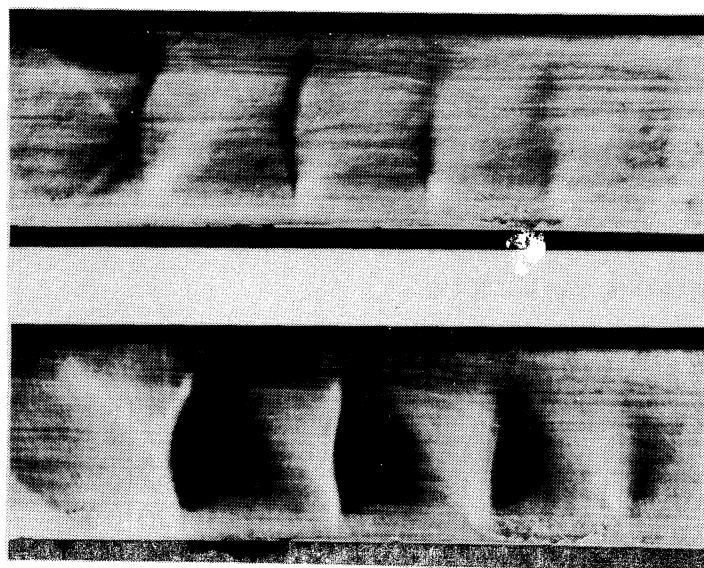


図-6(b) 擬似衝撃波のシュリーレン写真（露光時間1/500sec）
($X_f/D=7.8$)

されていないなどの理想化の条件により誤差が生じるものと思われる。

以上の結果より、管路出口端で流れをチョークさせた場合には、擬似衝撃波の発生位置は、垂直衝撃波を伴うファノ流れの理論で、ほぼ近似的に求まることがわかった。

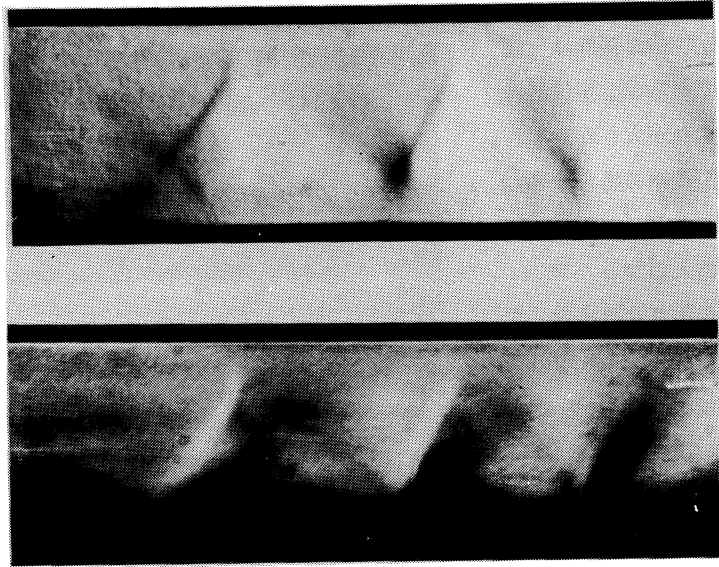


図-6(c) 擬似衝撃波のシュリーレン写真 (露光時間1/500sec)
($X_f/D=13.5$)

3.2 擬似衝撃波のシュリーレン写真

管路入口マッハ数 M_∞ を変えることによって、擬似衝撃波を管路の上流、中流、下流の各位置に発生させた場合のシュリーレン写真を図6(a),(b),(c)に示す。擬似衝撃波の発生位置はそれぞれ $X_f/D=3.0, 7.8, 13.5$ である。これらのシュリーレン写真より得られた擬似衝撃波の諸量を表3に示す。(表3で、 Re_{xf} は長さ X_f に基づいたレイノルズ数、 δ はノズル側管壁上境界層厚さ、 H は管の半幅、 l_1 は先頭と第2衝撃波間の距離、 l_2 は第2と第3衝撃波間の距離である。) (a)の場合、 λ 形擬似衝撃波が発生し、境界層は先頭衝撃波前枝と後枝間で急に厚くなり、はく離していることがわかる。(b)の場合、先頭衝撃波はX形に近い λ 形であり、境界層の厚さは余り変わらない。(c)の場合、衝撃波と境界層の干渉が強くなり、X形擬似衝撃波となる。また、境界層の厚さは(a),(b),(c)の順に厚くなっている。

表-3 擬似衝撃波の諸量

Case	M_∞	X_f/D	M_1	Re_{xf}	δ (mm)	δ/H	l_1/D	l_2/D	$(P_2/P_1)_{psw}$	$(P_2/P_1)_{psw} / (P_2/P_1)_n$	Shape
Fig6(a)	1.67	3.0	1.60	22×10^6	6	0.24	0.72	0.64	2.10	0.746	λ 形
Fig6(b)	1.75	7.8	1.59	58×10^6	9	0.36	0.84	0.72	1.37	0.493	X形に近い λ 形
Fig6(c)	1.90	13.5	1.64	99×10^6	14	0.56	1.20	0.92	—	—	X 形

以上の結果より、直管路内の擬似衝撃波の形状は、擬似衝撃波の発生位置によって変る。すなわち、本研究では、各擬似衝撃波発生位置に対し M_1 はほぼ同じであることより、擬似衝撃波の形状は、擬似衝撃波発生点の境界層厚さに依存することがわかる。この結果は生井ら¹⁵⁾の結果

と同様である。

3.3 擬似衝撃波の形状と壁面静圧上昇との関係

前節のシュリーレ

ン写真と同時測定さ

れた、平均壁面静圧分布を図7に示す。

(a)の場合、擬似衝撃波発生点の境界層は薄く、 λ 形擬似衝撃波が発生しているが、擬似衝撃波全体による圧力上昇は、垂直衝撃波が発生した場合の約75%（表3参照）である。擬

似衝撃波の長さ l

は $l \approx 5D$ である。(b)の場合はX形に近い λ 形擬似衝撃波であり、圧力上昇は垂直衝撃波の場合の約50%、 $l \approx 8D$ である。(c)の場合、静圧の最高点は分らないが、先頭衝撃波近くの静圧上昇は緩やかである。

以上の結果より、直管路内の擬似衝撃波の発生位置が下流に移動するにつれて、擬似衝撃波の形状は、 λ 形からX形に移行する。それに伴って衝撃波と境界層の干渉が強くなり、擬似衝撃波による静圧上昇は減少する、また擬似衝撃波の長さは増大することがわかる。

4. ま と め

擬似衝撃波に関する研究の第一段階として、正方形断面をもつ直管路内の擬似衝撃波を取り上げ、擬似衝撃波の発生位置と巨視的構造に関する実験を行った。その結果をまとめると、次のようになる。

(1) 直管路出口端で流れをチョークさせた場合、直管路内の擬似衝撃波の発生位置は、管路入口マッハ数 M_∞ が一定の場合には、管路の無次元長さ L/D が増大するにつれて上流側へ移動する。 L/D が一定の場合には、 M_∞ が減少するにつれて上流側へ移動する。ここに、 L は管路長さであり、 D は管路幅である。

(2) 直管路出口端で流れをチョークさせた場合、擬似衝撃波の発生位置は、垂直衝撃波を伴うフ

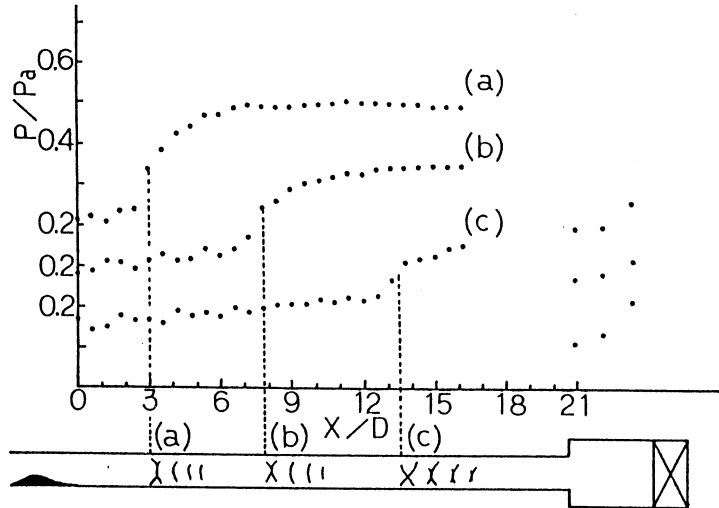


図-7 擬似衝撃波の形状と擬似衝撃波による静圧上昇

ァノ流れの理論によって予測できる。

(3) 直管路内の擬似衝撃波の発生位置が下流側に移動するにつれて、擬似衝撃波の形状は、 λ 形から X 形に移行する。擬似衝撃波の発生位置が下流側に移動するにつれて、衝撃波と乱流境界層との干渉が強くなり、擬似衝撃波による静圧上昇は減少し、擬似衝撃波の長さは増大する。

終わりに、本研究を進めるに当たり、助言と援助をいただいた本学機械工学科流体機械学講座奥田教海教授、山岸英明助手、高橋敏則技官に謝意を表します。また、本実験に熱心に協力された機械工学科当時学生吉田有宏、塚本忠博、中山秀樹の三君に謝意を表します。

(昭和61年 5 月21日 受理)

文 献

- 1) Crocco, L : Fundamentals of Gas Dynamics, Sec. B, p. 124 (Princeton, 1958).
- 2) Neumann, E.P. and Lustwerk, F : J. Appl. Mech., 16- 2, 195 (1949).
- 3) Kenny, D.P. : Trans. ASME, J. Eng. for Power, 91- 1, 37 (1969).
- 4) Kamal, W.A. and Liversey, J.L. : 4th Int. Symp. on Air Breathing Engines, Paper No. 79- 7026, 209 (1979).
- 5) 生井・松尾 : RC-SC 32, ガス体の管内高速流動に関する調査分科会研究成果報告書, 5, (日本機械学会, 昭51).
- 6) 玉木・ほか 2 名 : 日本機械学会論文集, 35-273, 1028 (昭44).
- 7) 玉木・ほか 2 名 : 日本機械学会論文集, 36-292, 2056 (昭45).
- 8) 生井・ほか 2 名 : 日本機械学会論文集, 39-326, 3054 (昭48).
- 9) 生井・ほか 3 名 : 九州大学総合理工学研究科報告, 51- 2, 173 (昭58).
- 10) 関山・ほか 4 名 : 日本機械学会講演論文集, No. 862- 1, 61 (昭61).
- 11) 杉山・ほか 4 名 : 日本機械学会論文集, 5-467, 2053 (昭60).
- 12) 杉山・針生 : 日本機械学会講演論文集, No. 832- 3, 53 (昭58).
- 13) 針生・ほか 2 名 : 日本機械学会講演論文集, No. 842- 1, 58 (昭59).
- 14) 生井・松尾 : 圧縮性流体の力学, p. 57 (理工学社, 昭52).
- 15) 生井・ほか 2 名 : 日本機械学会論文集, 47-415, 423 (昭56).

鈍頭物体を過ぎる微粒子を含む超・亜音速流れの実験

杉 山 弘・滝 本 明 彦
代 田 隆 大・土 居 弘 典

An Experimental Study on Gas-Particle Supersonic and Subsonic Flows Past Blunt Bodies

Hiromu SUGIYAMA, Akihiko TAKIMOTO, Takahiro SHIROTA and Hiromichi DOI

Abstract

An experimental study was performed on gas-particle supersonic unsteady flows past blunt bodies (an axisymmetric flat-faced cylinder and a two-dimensional circular cylinder) installed in a horizontal dusty-gas shock tube. For dusty gas air containing fly ash (mean diameter $3\ \mu\text{m}$) was used. The experiment was carried out for frozen shock Mach number from 1.2 to 2.7 and initial loading ratio of the particles in the gas below $\eta_0 = 0.01$. Schlieren photographs of the shock waves past blunt bodies taken with an Imacon 790 camera are shown, and the effect of suspended particles on the stagnation pressure histories of the blunt bodies are also shown.

1. ま え が き

微小な固体粒子あるいは液滴などの微粒子を含む高速気流の研究は、固体推進を用いたロケットノズル内の流れ、抗道内の粉じん爆発現象、エアロゾル中を高速飛行する物体まわりの流れ、ガスタービンやスチームタービンの翼間流路内の流れ等の問題と関連し、工学的に重要な意義・応用をもつので、過去二十数年来、多く研究されてきている¹⁻⁵⁾。

さて、本研究では、鈍頭物体を過ぎる微粒子を含む超・亜音速流が取り上げられるが、これに関連する理論的研究としては、一様流における loading ratio (粒子相の質量流量/気体相の質量流量) が小さく、粒子の気体流に及ぼす影響は無視できるとして、衝撃層内の粒子の軌跡を調べた Probststein-Fassio⁶⁾, Waldman-Reinecke⁷⁾, Spurk-Gerber⁸⁾ などの研究がある。これに対し、loading ratio が比較的大きい場合、すなわち粒子相を連続流体として取り扱い、気体相と粒子相の間の干渉 (抗力と熱伝達による干渉) を考慮して、鈍頭物体まわり、衝撃層内の非平衡流れを調べた研究には、Chang⁹⁾, Sugiyama^{10)~12)} の研究がある。しかし、実験的研究は見当らなく、また、上述の理論的研究結果を検証する意味からも、実験的研究が必要である。

そこで、本研究では、鈍頭物体 (軸対称平頭円柱および2次元円柱) まわりの微粒子を含む超・亜音速流れを、水平形微粒子-気体衝撃波管を使って実験的に調べる。

2. 実験装置と実験方法

2.1 水平形微粒子-気体衝撃波管

本実験に使用した水平形微粒子-気体衝撃波管装置^{13),14)}の概略を図1に示す。本衝撃波管装置は隔膜部で断面収縮(断面積比 $A_3/A_0=1.6$)する断面収縮形である。高压室は円管(直径50mm, 長さ1m)であり, 低压室は矩形管(高さ40mm, 幅30mm, 長さ3m, ただし延長管を付けた場合には3.75m)である。低压室には粉塵発生装置が接続されており, 微粒子の供給が行えるようになっている。

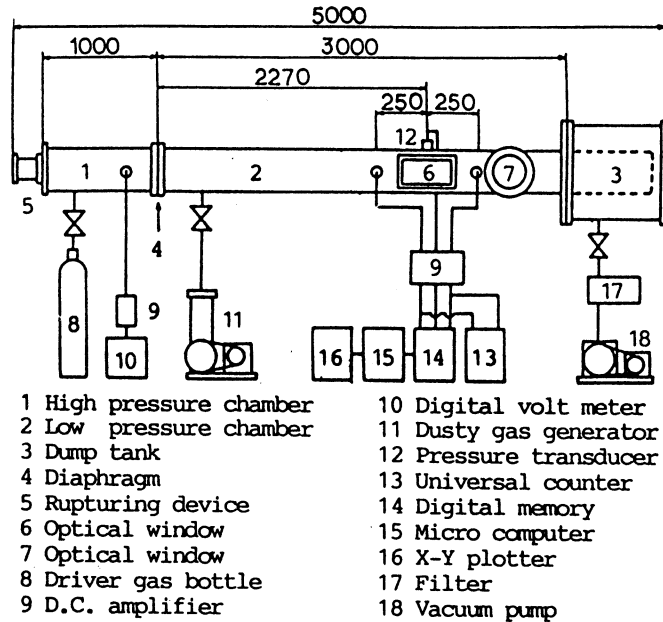


図-1 水平形微粒子-気体衝撃波管

と2.77mの位置には, 粒子濃度の測定および衝撃波の観察のための観測窓が設けられている。駆動気体としてヘリウムまたは窒素を用い, 試験気体として空気と微粒子(フライアッシュ: 試験用ダスト JIS 10種)の混合気体を用いた。設定圧はそれぞれ0.25~1.96MPaと大気圧である。隔膜にはルミラ(厚さ0.05, 0.075mm)を使用し, 電磁撃針でそれを破膜することにより衝撃波を発生させた。衝撃波の圧力と衝撃波速度の測定は, 半導体圧力変換器(豊田工機, PMS 5-50H), 波形記憶装置(岩崎通信機, DM-7100), マイクロコンピュータを用いて行った。粒子濃度の測定は, レーザ光減衰法¹³⁾により求め, 光透過式粒径分布測定器を用いて測定した。また, 物体まわりの流れの観察には, シュリーレン光学系と超高速カメラ(イメコン790)を使用した。

2.2 供試モデル

本実験に使用した供試モデルを図2(a),(b)に示す。(a)は直径11mm, 長さ8mmの軸対称平頭円柱体であり, (b)は直径20mm, 長さ28mmの2次元円柱体である。両モデルとも, よどみ点にあたる位置に直径1.5mmの圧力孔が設けられており, 半導体圧力変換器を取り付けることにより, よどみ点の圧力の測定が可能になっている。

図3に軸対称平頭円柱体を衝撃波管内に取り付けた状態を示す。物体の取り付け部は, 供試モ

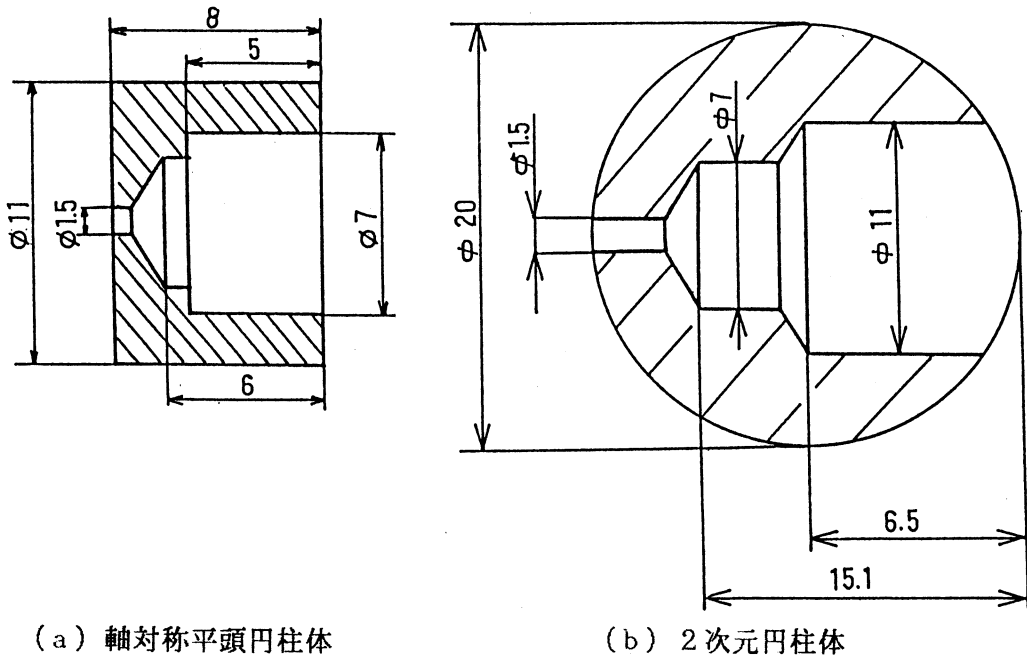


図-2 供試モデル概略図

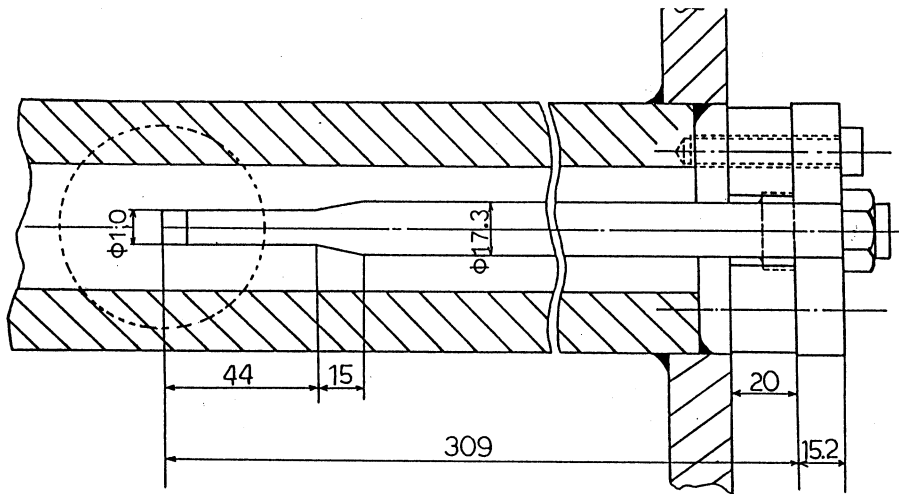
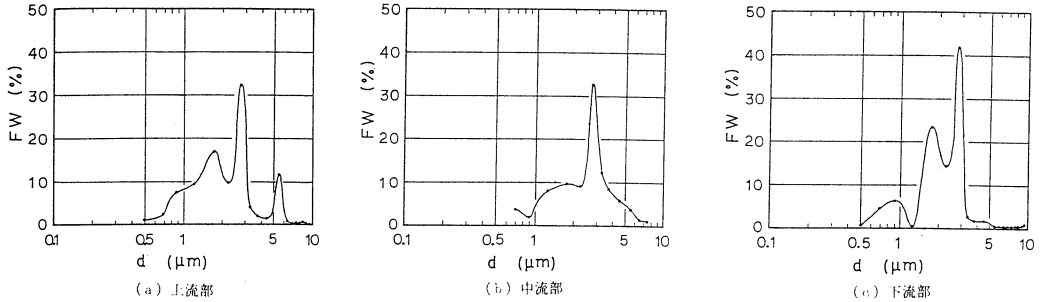


図-3 供試モデル取り付け状態図

デル、圧力変換器ケース、支持棒、締結部から構成される。モデルは、圧力変換器ケースとはめ合い方式で取り付けられており、必要に応じて2次元円柱体との取り換えが可能となっている。よどみ点圧力測定用の圧力変換器のケーブルは、ダンプタンク内のケーブル保護用パイプを通して管端より取り出される。

3. 実験結果

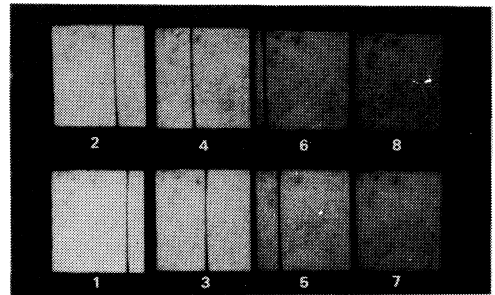
3.1 衝撃波管内の粒子の浮遊状態



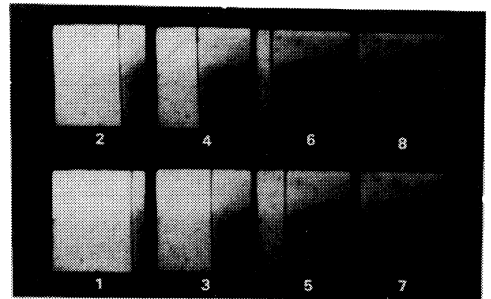
図—4 衝撃波管内に浮遊する粒子の粒径分布

図4(a),(b),(c)に衝撃波管内の浮遊粒子の粒径分布を示す。(a),(b),(c)はそれぞれ衝撃波管上流部 ($X/D = 7.9$), 中流部 ($X/D = 37.0$), 下流部 ($X/D = 66.2$) で採集された浮遊粒子の粒径分布であり, 横軸は粒径 d (μm), 縦軸は頻度重量割合 FW (%)である。なお X は隔膜からの距離で, D は低圧室の等価直径 ($D = 34.3\text{mm}$) である。上流部では幅広い粒径分布を持ち, その中でも粒径 $2.9\mu\text{m}$ の粒子が最も多く, また, 粒径 $5.5\mu\text{m}$ 程度の比較的大きな粒子が存在していることがわかる。中流部では, 上流部と同様に $2.9\mu\text{m}$ の粒子が最も多いが, それ以上の粒子は徐々に少なくなることがわかる。下流部でも同様に $2.9\mu\text{m}$ 以下の粒子が多いが, それ以上の直径をもつ粒子は極めて少なくなることがわかる。以上のことから, 本衝撃波管の全域に渡って浮遊する粒子直径はおよそ $2.9\mu\text{m}$ であり, それ以上の粒径をもつ粒子は下流部へ流れるにつれて沈降し, 管底に堆積することがわかる。

3.2 衝撃波管内を伝播する衝撃波



(a) 微粒子を含まない場合 ($M_s = 1.49$)



(b) 微粒子を含む場合 ($M_s = 1.45$, $\eta_s = 0.0039$)

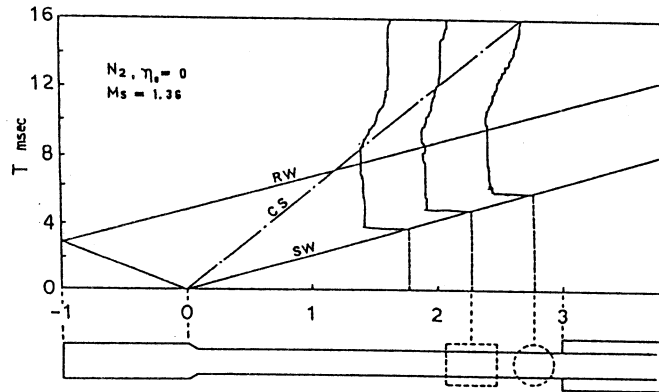
図—5 衝撃波管内を伝播する衝撃波 ($10\mu\text{sec/コマ}$)

図5(a),(b)に、衝撃波管内に鈍頭物体を取り付けない場合、いわゆる水平管路内を伝播する衝撃波のシュリーレン連続写真を示す。(a)は純粋気体中を伝播する場合であり、(b)は微粒子浮遊気体中を伝播する場合である。(a)の場合、ほぼ垂直な平面衝撃波が観察される。(b)の場合、写真上部が明るくなっていることより、水平形微粒子-気体衝撃波管においては、鉛直方向の濃度勾配が存在することがわかる。また、この濃度勾配により、衝撃波が傾いている様子が観測される。衝撃波面背後が暗くなっているのは、粒子濃度が増加するためである。波面の前後で明るい部分の厚さが変わらないことより、衝撃波面背後で、微粒子は壁に平行に移動していることがわかる。

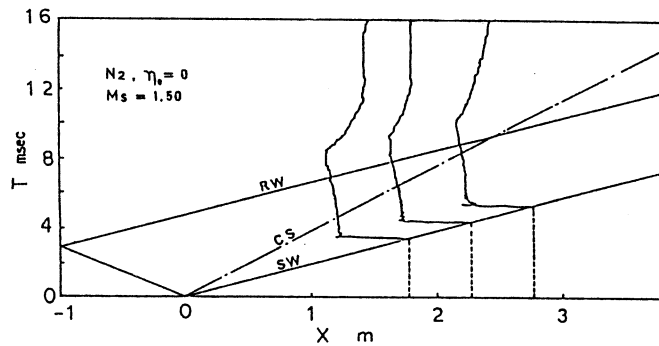
3.3 衝撃波管の波動線図

3.3.1 延長管を取り付けた場合

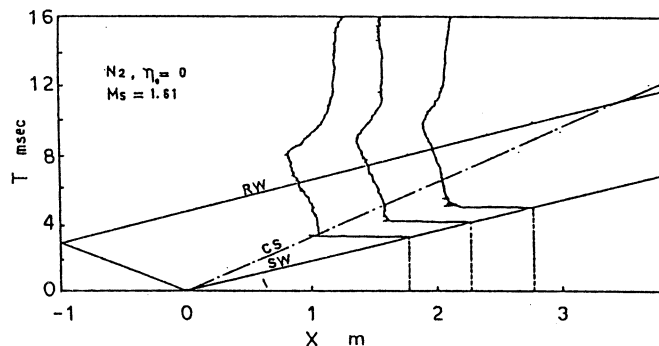
衝撃波管低圧室に延長管を取り付けた場合の波動線図を図6(a),(b),(c)に示す。(a),(b),(c)はそれぞれ衝撃波マッハ数が $M_s = 1.36$, 1.50 , 1.61 の場合であり、駆動気体として窒素、被駆動気体として空気を用いた場合である。図中のSW, RW, CSはそ



(a) $M_s = 1.36$ の場合



(b) $M_s = 1.50$ の場合



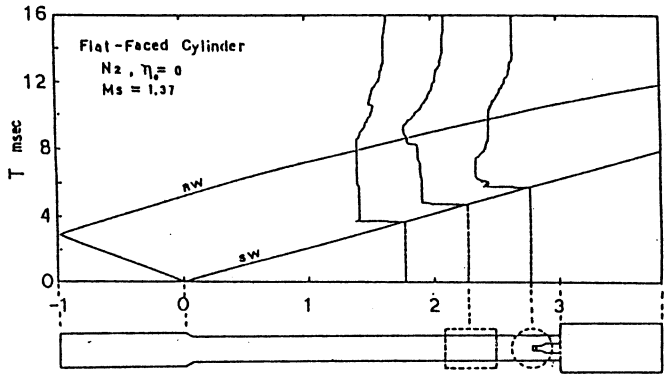
(c) $M_s = 1.61$ の場合

図一6 延長管を取り付けた場合の波動線図

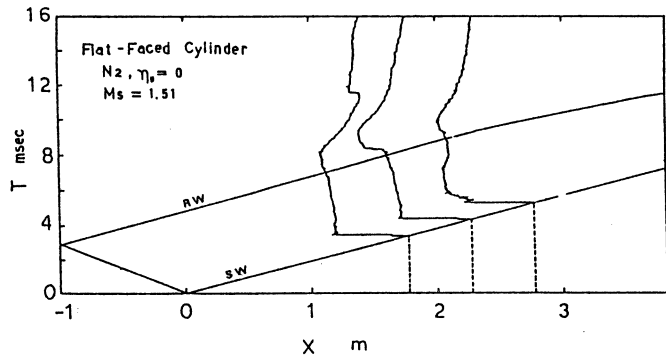
れぞれ衝撃波、膨張波、接触面を示している。衝撃波と膨張波は実測の圧力波形から、接触面は圧力と同時に測定された粒子濃度波形¹⁵⁾から求められたものである。(a)より、衝撃波マッハ数が小さい場合は、衝撃波背後の圧力は高压室側からの膨張波が到達するまでほぼ一定であることがわかる。(b),(c)より、衝撃波マッハ数が大きい場合、衝撃波背後の圧力は一定値をとらず、膨張波が到達するまで徐々に上昇しているが、これは衝撃波が観測部に到達するまでに定常衝撃波となっていない、すなわち衝撃波は測定部でまだ加速状態にあるためである。

3.3.2 モデルを取り付けた場合

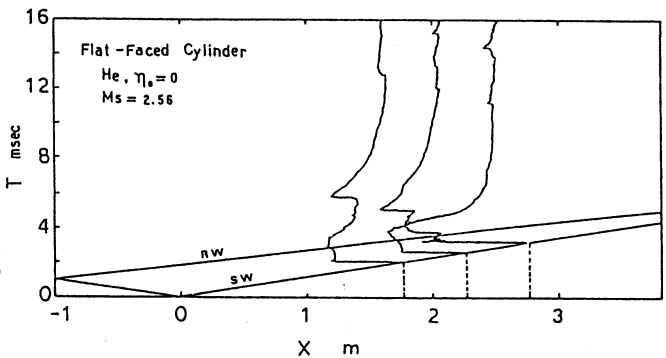
軸対称平頭円柱体 (Flat-faced cylinder) および 2 次元円柱体 (Circular cylinder) を衝撃波管内に取り付けた場合の波動線図を、それぞれ図 7 (a),(b),(c)、図 8 (a),(b),(c) に示す。(a),(b) は共に駆動気体として窒素を用いた場合で、初期隔膜圧力比 $P_{30} = 3.9, 6.8$ の場合である。(c) は駆動気体としてヘリウムを用いた場合で、初期隔膜圧力比 $P_{30} = 20.5$ の場合である。物体を取り付けた場合、モデル先端より



(a) $M_s = 1.37$ の場合



(b) $M_s = 1.51$ の場合



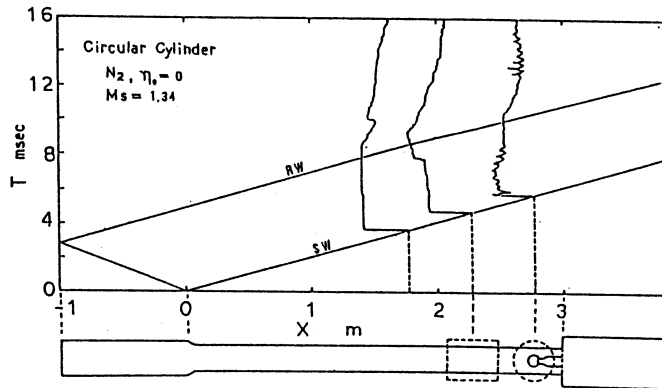
(c) $M_s = 2.56$ の場合

図一7 軸対称平頭円柱体を取り付けた場合の波動線図

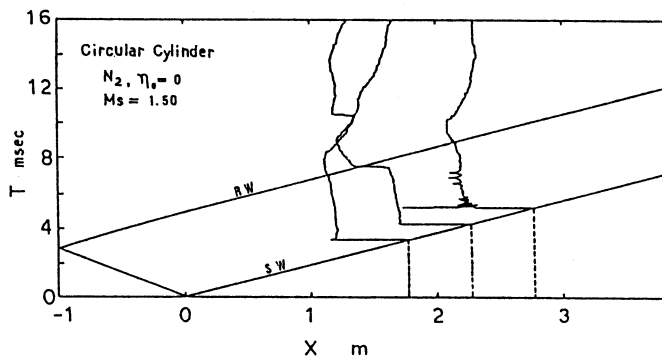
の反射衝撃波およびダンプタンク入口からの反射膨張波が、衝撃波管の上流側へ伝播していくことがわかる。駆動気体が窒素の場合、観測窓を衝撃波、ダンプタンク入口からの反射膨張波、高圧室側からの膨張波の順に通過することがわかる。

3.4 鈍頭物体まわりの流れのシュリーレン写真

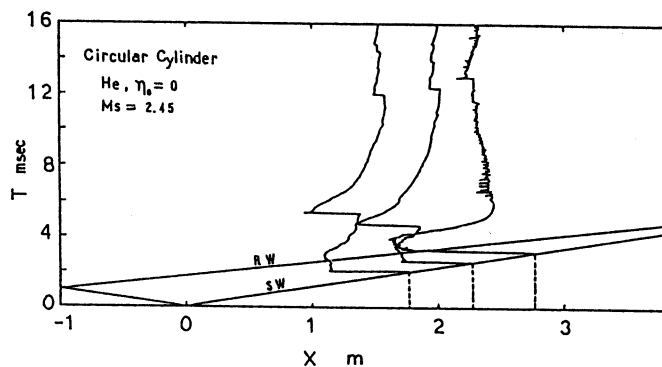
図9(a),(b)にそれぞれ微粒子を含まない場合、微粒子を含む場合の軸対称平頭円柱体を過ぎる衝撃波の連続シュリーレン写真を示す。駆動気体はヘリウム、初期隔膜圧力比は20.5である。微粒子を含まない場合、入射衝撃波が物体を通過した後、物体前面から次第に広がる反射衝撃波が観察できる。反射衝撃波は物体前面に静止し、湾曲衝撃波を形成する。これは、流れに逆って進む反射衝撃波の速度と気流の速度が釣り合うためである。その後湾曲衝撃波は、平面衝撃波に移行し、気流の速度が遅くなるにつれて、上流側へ移動してゆく。微粒子を含む場合、衝撃波背後の粒子濃度増加のために観察は難しくなるが、衝撃波は微粒子を含まない場合とほぼ同様の挙動を示す。衝撃層内では粒子濃度が高いこと、物体近



(a) $M_s = 1.34$ の場合



(b) $M_s = 1.50$ の場合



(c) $M_s = 2.45$ の場合

図—8 2次元円柱体を取り付けた場合の波動線図

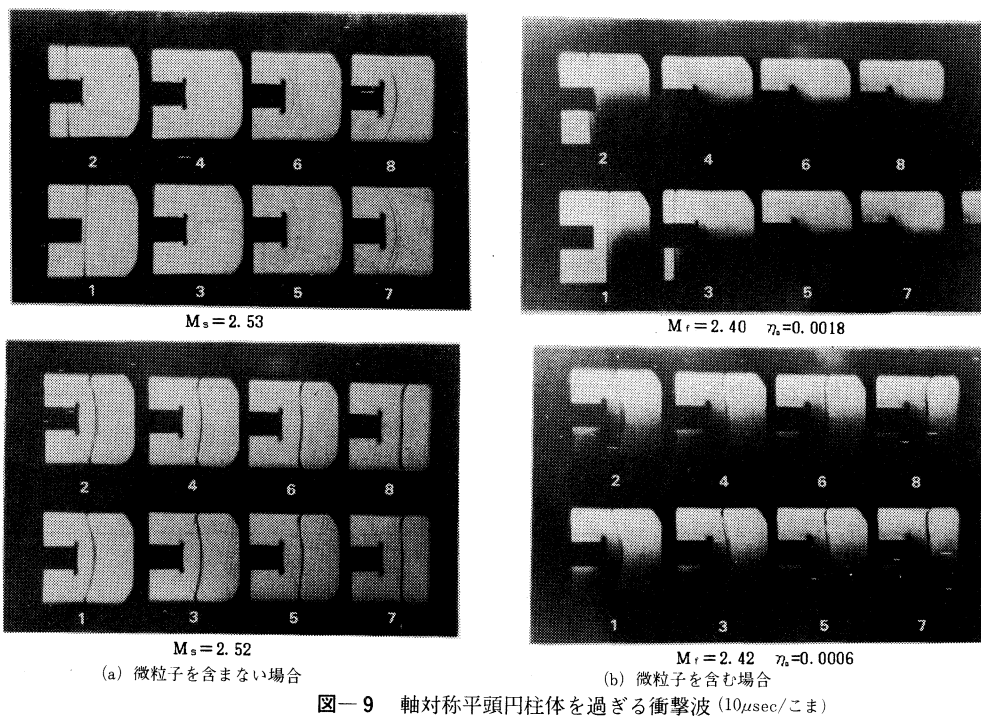


図-9 軸対称平頭円柱体を過ぎる衝撃波 (10 μ sec/コマ)

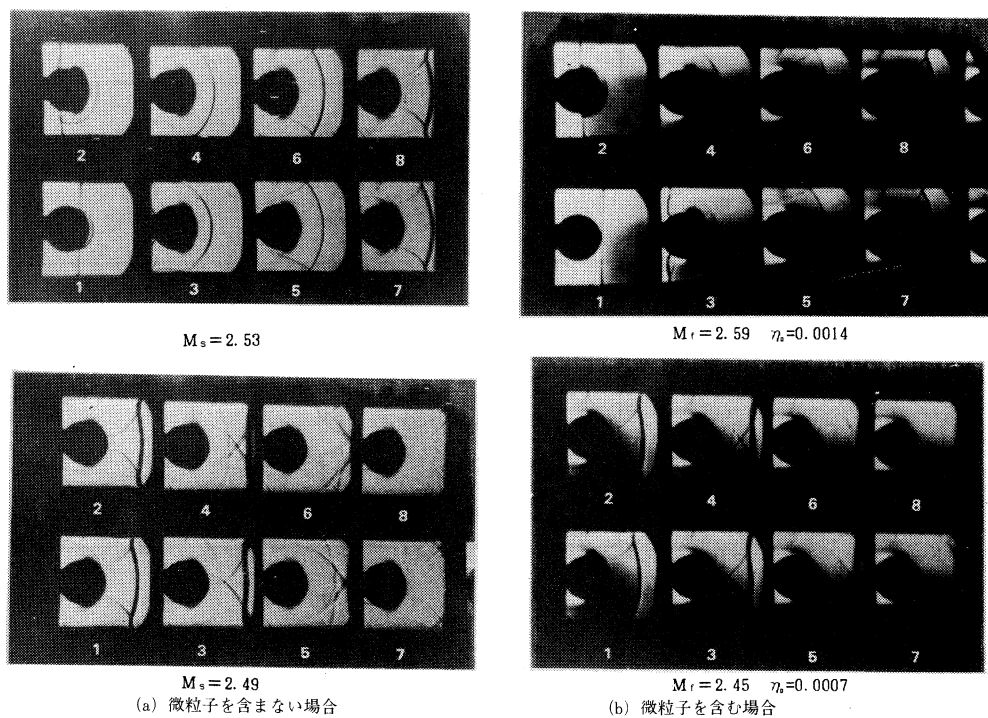


図-10 2次元円柱体を過ぎる衝撃波 (10 μ sec/コマ)

傍には粒子が流入しない領域があることがわかる。

図10(a),(b)に、図9と同様の条件下で行った、2次元円柱体を過ぎる衝撃波の挙動の連続シュリーレン写真を示す。微粒子を含まない場合、入射衝撃波は円柱体表面で正常反射している(第1駒目)。第2駒目ではマッハ反射が見られる。反射衝撃波は次第に広がりながら上流側へ伝播していく。また、広がった反射衝撃波の一部は管壁で再び反射している様子が観察される。上流側へ伝播した反射衝撃波は、軸対称平頭円柱体の場合と同様、湾曲衝撃波を形成し、その後徐々に平面衝撃波に移行し、上流側へ伝播していく。また、管壁で反射した衝撃波は円柱表面上に達し、円柱のよどみ点付近で交差しているが、この時点ではよどみ点は大きな圧力を受けていると考えられる。微粒子を含む場合、衝撃波の挙動は、微粒子を含まない場合と大きな違いは見られない。また、衝撃層内の粒子濃度は高いこと、円柱後部に粒子は流入しないことなどがわかる。

3.5 鈍頭物体上のよどみ点圧力

図11に軸対称平頭円柱体上のよどみ点圧力の時間的変化を示す。圧力波形(a),(b)は、凍結衝撃波マッハ数 M_f と初期質量濃度比 η_0 が、それぞれ $M_f=1.34$, $\eta_0=0.0028$ と $M_f=1.62$, $\eta_0=0.0017$ の場合である。横軸は時間、縦軸は無次元圧力 P/P_0 である。ここに P_0 は低圧室の初期圧力である。物体上のよどみ点圧力は、入射衝撃波の到達により不連続的に上昇した後、モデル支持部から来る反射衝撃波のためにわずかに上昇する。その後の圧力は、マッハ数が小さい $M_f=1.34$ の場合、高圧室側からの膨張波が到達するまではほぼ一定値を示すが、マッハ数が大きい $M_f=1.62$ の場合、高

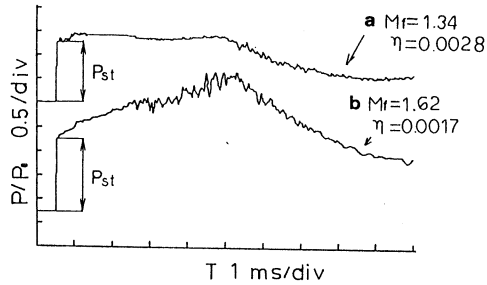


図-11 軸対称平頭円柱体上のよどみ点における圧力履歴

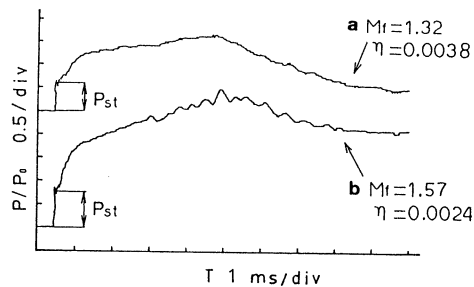


図-12 2次元円柱体上のよどみ点における圧力履歴

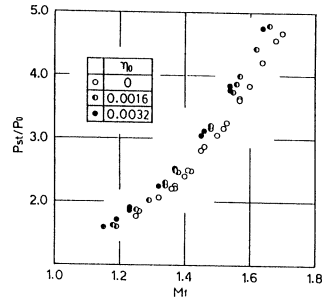


図-13 凍結衝撃波マッハ数と無次元よどみ点圧の関係
(軸対称平頭円柱体の場合)

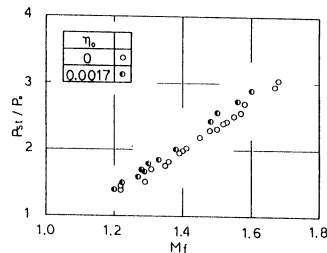


図-14 凍結衝撃波マッハ数と無次元よどみ点圧の関係
(2次元円柱体上の場合)

圧室側からの膨張波が到達するまで徐々に上昇する。これは、衝撃波が定常状態になっていないためであろう。また、圧力波形に変動が観察されるが、これは、接触面の通過、モデルの振動等のためと考えられるが、今後、さらに調べる必要がある。

図12に、2次元円柱体上のよどみ点圧力の時間的変化を示す。圧力波形(a),(b)は、それぞれ $M_f = 1.32$, $\eta_0 = 0.0038$ と $M_f = 1.57$, $\eta_0 = 0.0024$ の場合である。(a)の場合、入射衝撃波の到達と同時に圧力は不連続的に上昇するが、その後、軸対称平頭円柱体の場合（図11の(a)）と違って、一定値を示さず、圧力は上昇し続ける。これについては今後さらに調べる必要があるが、2次元円柱体の場合にはモデルが大きすぎ、衝撃波通過後、流れはモデル周辺でチョークしていると考えられる。また、衝撃波マッハ数の小さい(a)の場合、衝撃波通過後約2.5ms後にやや急激な圧力上昇が観察される。これは管底に堆積した粒子が、入射衝撃波通過後舞い上り、モデルのよどみ点圧力に影響を及ぼしたためと考えられる¹⁶⁾。

図13に凍結衝撃波マッハ数 M_f と軸対称平頭円柱体上のよどみ点圧力 P_{st}/P_0 の関係を初期質量濃度比 η_0 をパラメータとして示す。ここに P_{st} は図11で示した値を示し、 P_0 は低圧室初期圧力である。図より、微粒子を含んだ場合のよどみ点圧力は、微粒子を含まない場合に比べて大きくることがわかる。これは、粒子の持つ運動量がよどみ点の圧力に変換されるためである。また、 η_0 の違いによるよどみ点圧力の違いはわずかであることがわかる。

図14に、2次元円柱体の場合の M_f と P_{st}/P_0 の関係を示す。図より、軸対称平頭円柱体の場合と同様に、微粒子を含んだ場合のよどみ点圧力の方が、微粒子を含まない場合に比べ少し大きくることがわかる。しかし、圧力波形（図11, 12）からもわかるように、不連続的圧力上昇は軸対称平頭円柱体に比べて小さくなっている。また、2次元円柱体の場合は、マッハ数とよどみ点圧力が直線的に変化している。これらの理由については、今後さらに調べる必要がある。

4. ま と め

水平形微粒子－気体衝撃波管を用いて、微粒子を含む超・亜音速流中に置かれた鈍頭物体まわりの流れを実験的に調べた。まず、本実験に使用した水平形微粒子－気体衝撃波管の空力特性についてまとめると次のようになる。

- (1)本衝撃波管内では、粒径約 $3\ \mu\text{m}$ 以下の微粒子が浮遊する。
- (2)本衝撃波管内では、鉛直方向に濃度勾配が存在する。
- (3)本衝撃波管内を伝播する衝撃波面は、鉛直方向に粒子濃度勾配が存在するため、伝播方向に対し垂直でなく、傾く。
- (4)本衝撃波管の波動線図を、鈍頭物体モデルを取り付けない場合と取り付けた場合について求めた。

次に、本衝撃波管を使って、微粒子を含む超・亜音速気流中に置かれた鈍頭物体（軸対称平頭

円柱体と2次元円柱体)まわりの流れを調べた。実験は凍結衝撃波マッハ数 $1.2 < M_f < 2.7$, 初期質量濃度比 $0 < \eta_0 < 0.008$ の範囲で行われた。その結果をまとめると次のようになる。

- (1) 鈍頭物体まわりの衝撃層内の粒子濃度は, 衝撃波前方のそれに比べて増加する。
- (2) 鈍頭物体(2次元円柱体)の後流では, 微粒子の存在しない領域がある。
- (3) 鈍頭物体上のよどみ点圧力は, 微粒子を含まない場合のそれと比べ, わずかに上昇する。

終りに, 本研究に対し助言と激励を頂いた本学機械工学科奥田教海教授, 粒子の顕微鏡写真を撮影して頂いた本学化学工学科向井田健一助教授, 粒径分布を求めて頂いた本学開発工学科吉田豊助教授に感謝致します。また, 本実験に対し助言された本学機械工学科山岸英明助手と高橋敏則技官, 熱心の実験に協力された当時学生渋谷和正君に謝意を表します。

(昭和61年5月21日 受理)

文 献

- 1) Soo, S.L., Fluid Dynamics of Multiphase System, (Blaisdell, 1967).
- 2) Marble, F.E., Dynamics of Dusty Gases, Annual Review of Fluid Mechanics, vol. 2, P.397 (Annual Reviews, 1970).
- 3) Rudinger, G., Fundamentals of Gas-Particle Flow, (Elsevier, 1980).
- 4) Miura, H. and Glass, I.I., Proc. R. Soc. Lond. A382, 373 (1982).
- 5) 高橋・小林, 日本航空宇宙学会誌, 30-342, 370 (昭57).
- 6) Probstein, R.F. and Fassio, F., AIAA J., 8-4, 772 (1970).
- 7) Waldman, G.D. and Reinecke, W.G., AIAA J., 9-6, 1040 (1971).
- 8) Spurk, J.H. and Gerber, N., AIAA J., 10-6, 775 (1972).
- 9) Chang, S. S-H., Phys. Fluids, 18-4, 446 (1975).
- 10) Sugiyama, H., UTIAS Rep., No.267 (1983).
- 11) Sugiyama, H., Bulletin of JSME, 27-231, 1913 (1984).
- 12) Sugiyama, H., Bulletin of JSME, 28-242, 1597 (1985).
- 13) Sugiyama, H., ほか3名, Proc. 15th Int. Symp. on Shock Waves and Shock Tubes, Berkeley, 667 (1985).
- 14) 杉山・ほか4名, 日本機械学会論文集 (B編), 52-447, 2015 (1986).
- 15) 杉山・滝本・代田, 昭和60年度衝撃工学シンポジウム, P.5 (宇宙科学研究所, 1985).
- 16) 滝本・ほか3名, 日本機械学会講演論文集 No.862-1, 58 (昭61).

常温以下の気体中の衝撃波伝播と R-12 液中の蒸気泡崩壊に関する実験

前 野 一 夫・雪 田 育 志・花 岡 裕

Experiments on Shock Wave Propagation in Low Temperature Gases and Vapor Bubble Collapse in Liquid R-12

Kazuo MAENO, Yasushi SHIZUKUDA, and Yutaka HANAOKA

Abstract

In regard to shock wave propagation, almost all experiments have been restricted within the range of room temperature or high temperature fluids. Conventional shock tubes of diaphragm breaking have severe limitation for shock waves in low temperature fluids, owing to the contamination of water vapor and icing that are included in atmospheric influx during the diaphragm exchange. In this experiments new type of non-diaphragm shock tube is devised by liquid nitrogen cooling.

Measurements of shock wave parameters in test fluids N_2 , O_2 , CO_2 , R-12 to the lower range of 180K are conducted. Flow visualization of shadowgraphs by IMACON-790 is also performed. As the results, shock wave characteristics in low temperature gases are clarified. Among others condensation phenomenon of R-12 behind the shock waves, and strong spherical shock wave generation in liquid R-12 accompanied by vapor bubble collapse are visualized.

1. 緒 言

超音速流れの研究はマッハに始まり、20世紀中ごろから航空・宇宙工学の進展に伴いめざましい進歩を遂げてきた。一般に超音速で飛行する物体のまわりには圧力、温度、密度などの不連続面である衝撃波の発生が見られるが、爆発災害時の爆風伝播の研究などが行なわれるようになったことと併せて、1950年以後衝撃波の研究も盛んになってきた。さらに近年では高速高温気体反応の研究、MHD 発電の研究、ガスダイナミックレーザの研究、核融合に関連する電磁流体の研究などにも衝撃波が密接に関係しており、その工学的応用分野も広い。

従来、衝撃波の研究は常温と高温の試気体において数多く行われてきたが、工学の進展に伴い LNG（液化天然ガス）、LPG（液化石油ガス）の液化・気化の問題や空調、冷凍などの冷却媒体のふるまい、あるいは超流動現象など常温以下極低温¹⁾までの高速流体力学と衝撃波に関連した研究が必要とされている。

一般に衝撃波の実験は衝撃波管と呼ばれる高圧室、低圧室の2室を連結した管を隔膜で仕切り、高圧室に高圧気体、低圧室に低圧気体を充填したのち、隔膜を破り高圧気体を低圧室に瞬時に流

入させて衝撃波を形成し計測を行う。この隔膜破断方式では実験を終えるごとに膜交換のため管内に大気が入り込んでしまい、低温流体に対する衝撃波実験を試みる場合は流入大気中の水蒸気が管壁で凝縮・凝固を起こして不純物が大量に付着し、かつ管内壁の面精度が損なわれ実験に支障をきたすことになる。これが低温気体中での実験が難しい理由である。低温での衝撃波実験を行う方法として、実験装置全体を大型の真空室に入れて行う、あるいは隔膜を何か別な反復使用可能な機構に替え膜交換作業をなくするなどが考えられるが、費用の面や危険度、繰り返し作動に要する時間などを考えると前者を採用するのは難しく後者の方法が有力である。

また最近では MHD 発電における水銀カリウムなどの液体金属の加速や、フロンなどの低沸点媒体を用いた低温度差発電装置における蒸気ノズル内加速膨張過程中的凝縮の研究などが行われ、衝撃波の研究にも凝縮現象が取り扱われるようになってきたが、^{2), 3)} フロンなどの冷却媒体は一般に沸点が低く常温で凝縮現象を研究することは難しい。

これまでに低温気体の衝撃波に関して国外では Liepmann⁴⁾, Cummings⁵⁾, あるいは西独の研究者達によって極低温気体に対する衝撃波の実験が行われている。しかしこれらの研究は通常の衝撃波管を改良して用いた実験であり、多数回の実験には応用が難しい。低温流体中の衝撃波に関する論文は現在きわめて少なく実験データも不十分な状態であるので、より多くの実験的・理論的研究が渴望されている。

本研究は小口らおよび著者らが開発した無隔膜衝撃波管⁶⁾を改良して常温以下の実験に適用可能とするものであり、液体窒素を用い無隔膜衝撃波管低圧部を冷却することによって低温試気体中の相変化をとともう衝撃波の伝播状態の計測を可能とし、かつ衝撃波に伴う流れの可視化を行なうものである。本研究で用いる無隔膜衝撃波管は膜交換作業がないため実験の能率向上が計られ、また前述した大気流入の問題がなく連続作動が可能であるなどの有益な特徴を備えている。一方、問題点としては、隔膜破断式の衝撃波管の場合 White⁷⁾によれば、破断膜が破られ破断孔径が管内まで広がるのに300~700 μsec 程度で済むが、ダブルピストン型の無隔膜衝撃波管の場合には本研究の予備実験の結果⁸⁾からはピストン開放に数10msec を要し、同じ条件のもとでは隔膜破断式の場合よりも形成衝撃波は弱いものと考えられることである。従って同じ形成入射衝撃波マッハ数を得るためには高低圧部の圧力 p_4 , p_1 の比を隔膜破断式の場合よりも大きく取らなければならない⁹⁾。

2. 衝撃波の基礎理論

本研究においては測定データを基礎として入射および反射衝撃波の諸量を計算しているが、本章では使用した衝撃波の基礎方程式について述べる。なお理論式の導出に際しては簡単のため流体は完全気体と考え、気体の粘性と熱伝導による散逸効果 (Dissipative Effect) を無視した一次元の流れで、衝撃波を除いては等エントロピー流れと仮定する。つまり理想的な衝撃波管における

理想気体中の衝撃波関係式である。^{10), 11), 12)}

2.1 理想的な垂直入射衝撃波の基礎式

衝撃波が固定座標系において速度 U で静止気体中を進行する場合に、衝撃波面と同速度で移動する座標系と衝撃波を囲む薄い検査面を考え、波面前後の領域を①、②とし添字 1, 2 で表して各気体の流速を v_1, v_2 とすれば、一次元の質量、運動量の保存則、および次式のようなエネルギー保存則が成り立つ。

$$\frac{\gamma_1}{\gamma_1 - 1} \frac{p_1}{\rho_1} + \frac{v_1^2}{2} = \frac{\gamma_2}{\gamma_2 - 1} \frac{p_2}{\rho_2} + \frac{v_2^2}{2} \quad (1)$$

上式に質量、運動量保存則を変形した式を代入すると密度比が以下のように得られる。

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = \frac{\frac{\gamma_1 + 1}{\gamma_1 - 1} \frac{p_2}{p_1} + 1}{\frac{p_2}{p_1} + \frac{\gamma_1 + 1}{\gamma_1 - 1}} = \frac{\alpha_1 \frac{p_2}{p_1} + 1}{\frac{p_2}{p_1} + \alpha_1} = \frac{v_1}{v_2} \quad (2)$$

ここで
$$\alpha_1 = \frac{\gamma_1 + 1}{\gamma_1 - 1} .$$

式(2)に状態方程式と音速の式 $a^2 = \gamma RT$ を用いると次式となる。

$$\frac{T_2}{T_1} = \left(\frac{a_2}{a_1} \right)^2 = \frac{p_2 \rho_1}{p_1 \rho_2} = \frac{\frac{p_2}{p_1} + \alpha_1}{\alpha_1 + \frac{p_1}{p_2}} \quad (3)$$

これらの式(2), (3)が衝撃波前後の状態量関係を表すランキン-ユゴニオ (Rankine-Hugoniot) の式である。次に入射衝撃波マッハ数 M_1 は式(2)と運動量保存式より

$$M_1^2 = \left(\frac{U}{a_1} \right)^2 = \frac{(-v_1)^2}{a_1^2} = \frac{\alpha_1 \frac{p_2}{p_1} + 1}{\alpha_1 + 1} \quad (4)$$

となる。同様にして v_2 に関しては次式となり、

$$\frac{v_2^2}{a_1^2} = \frac{\left(\alpha_1 + \frac{p_2}{p_1} \right)^2}{(\alpha_1 + 1) \left(\alpha_1 \frac{p_2}{p_1} + 1 \right)} \quad (5)$$

固定座標系に対する流速 u_2 は $u_2 = v_2 - v_1$ であるので

$$u_2 = v_2 - v_1 = \frac{(\alpha_1 - 1) \left(\frac{p_2}{p_1} - 1 \right) a_1}{\sqrt{(1 + \alpha_1) \left(\alpha_1 \frac{p_2}{p_1} + 1 \right)}} \quad (6)$$

これらの式により衝撃波後方②の流れ諸量は初期条件①と圧力比 p_2/p_1 の関数として与えられる

ことがわかる。さらに p_2/p_1 を入射衝撃波マッハ数 M_1 により式(4)のように表現できるので、 M_1 で表される以下の方程式系を得る。

$$\frac{p_2}{p_1} = \frac{2\gamma_1}{\gamma_1 + 1} M_1^2 + \frac{1 - \gamma_1}{\gamma_1 + 1} = 1 + \frac{2\gamma_1}{\gamma_1 + 1} (M_1^2 - 1), \quad (7)$$

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = \frac{(\gamma_1 + 1)M_1^2}{2 + (\gamma_1 - 1)M_1^2} = \left\{ 1 - \frac{2}{\gamma_1 + 1} \left(1 - \frac{1}{M_1^2} \right) \right\}^{-1} \quad (8)$$

$$\frac{T_2}{T_1} = \frac{\{2 + (\gamma_1 - 1)M_1^2\} \{2\gamma_1 M_1^2 - (\gamma_1 - 1)\}}{(\gamma_1 + 1)M_1^2} \quad (9)$$

また衝撃波下流のマッハ数 $M_2 = v_2/a_2$ は次式で表わされる。

$$M_2^2 = \left(\frac{v_2}{v_1} \frac{a_1}{a_2} \right)^2 = \frac{M_1^2}{\left(\frac{\rho_2}{\rho_1} \right)^2 \left(\frac{T_2}{T_1} \right)^2} = \frac{(\gamma_1 - 1)M_1^2 + 2}{2\gamma_1 M_1^2 - (\gamma_1 - 1)} \quad (10)$$

本研究では上記の各式を入射衝撃波に関する理論式としてデータ処理に使用する。

2.2 衝撃波の反射¹⁰⁾

断面一定の管内を伝播する衝撃波が閉じた管端面に衝突・反射する時、開放端と異り衝撃波は衝撃波のまま反射される。いま壁の左側から速度 U で入射し反射した衝撃波を考えると、反射波背後の領域⑤では気体流れは静止状態となる。また入射衝撃波の場合には領域①が静止状態であったのに対し、反射衝撃波に関しては波面前方の②領域で波面に対向する流速が生じている点が違うだけなので、前節の入射衝撃波前後の関係式の添字を $1 \rightarrow 2$, $2 \rightarrow 5$ のように変更することで反射衝撃波前後の関係式が得られる。すなわち

$$\frac{\rho_5}{\rho_2} = \frac{\alpha_1 \frac{p_5}{p_2} + 1}{\frac{p_5}{p_2} + \alpha_1}, \quad (11)$$

$$\frac{T_5}{T_2} = \frac{p_5}{p_2} \left(\frac{\frac{p_5}{p_2} + \alpha_1}{\alpha_1 \frac{p_5}{p_2} + 1} \right), \quad (12)$$

$$v_5 - v_{2r} = \frac{-(\alpha_1 - 1) \left(\frac{p_5}{p_2} - 1 \right)}{\sqrt{(1 + \alpha_1) \left(\alpha_1 \frac{p_5}{p_2} + 1 \right)}} \cdot a_2. \quad (13)$$

上式における添字 r は反射波 (Reflected Wave) を表す。ここで $v_5 - v_{2r}$ は $-u_2$ に等しく、 u_2 は式(6)で表わされているので式(13)に代入し音速比 a_2/a_1 を式(3)を用いて消去すると、上記方程式系の p_5/p_2 を以下のように p_2/p_1 で表現することができる。

$$\frac{p_5}{p_2} = \frac{\frac{p_2}{p_1}(\alpha_1 + 2) - 1}{\alpha_1 + \frac{p_2}{p_1}} \quad (14)$$

反射衝撃波速度 $-U_r$ も以上の理論より v_{2r} を p_2/p_1 の関数で示し、 $-U_r = v_{2r} - u_2$ として求めることができる。つまり

$$-U_r = \frac{2 \frac{p_2}{p_1} + (\alpha_1 - 1)}{\sqrt{(\alpha_1 + 1) \left(\alpha_1 \frac{p_2}{p_1} + 1 \right)}} \cdot a_1 \quad (15)$$

また反射衝撃波マッハ数 M_r は入射衝撃波後方流れ②中の音速 a_2 で除すことにより得られ以下となる。

$$M_r = \frac{|U_r|}{a_2} \quad (16)$$

以上より反射衝撃波に関する諸量はすべて p_2/p_1 の関数として求められ、さらに入射衝撃波マッハ数 M_1 が既知であれば式(7)より M_1 の関数として得ることができる。本研究では実験データ整理および本論文での理論計算値として以上の諸式を使用し、マイクロコンピュータによるオンライン処理により得られた結果を用いている。

2.3 衝撃波管の初期圧力比 p_{41} と入射マッハ数 M_1

理想的な衝撃波管を考え、低圧室と高圧室の初期状態を各々領域①と④で示す。衝撃波管の隔膜を破膜すると、前進衝撃波が一定速度 U で低圧室内へ伝播し高圧側へは後退膨張波が伝播する。低圧室内で前進衝撃波により加圧・加熱される領域②の気体は高温気体 (Hot Gas) と呼ばれ、高圧室内で膨張波の通過により冷却・加速された領域③の気体は冷気体 (Cold Gas) と呼ばれる。領域②の高温気体と領域③の冷気体の境界は接触面 (Contact Surface) と言われ、接触面両側の温度と密度は異なるが、圧力と流速は等しく $p_2 = p_3$, $u_2 = u_3$ の関係が成立する。後退膨張波を通してはリーマン不変量が一定に保たれることがよく知られており、高圧駆動気体の比熱比を γ_4 とすれば音速比 a_3/a_4 が得られる。さらに領域④と③の間には等エントロピーの関係式が以下のよう

$$\frac{p_4}{p_3} = \left(\frac{a_4}{a_3} \right)^{\frac{2\gamma_4}{\gamma_4-1}} = \left(1 - \frac{\gamma_4-1}{2} \cdot \frac{u_3}{a_4} \right)^{-\frac{2\gamma_4}{\gamma_4-1}} \quad (17)$$

式(17)中の流速 $u_3 = u_2$ を式(6)で求め、 $p_4/p_3 = p_4/p_2$ の関係と式(7)を代入することにより高低圧部圧力比 p_4/p_1 を次式で表すことができる。

$$\frac{p_4}{p_1} = \frac{2\gamma_1 M_1^2 - (\gamma_1 - 1)}{\gamma_1 + 1} \left[1 - \frac{\gamma_4 - 1}{\gamma_1 + 1} \cdot \frac{a_1}{a_4} \left(M_1 - \frac{1}{M_1} \right) \right]^{\frac{2\gamma_4}{\gamma_4 - 1}} \quad (18)$$

つまり比熱比, 音速, 高低圧部初期圧力比 p_4/p_1 が与えられると, 理想的衝撃波管における入射衝撃波マッハ数 M_1 を求めることができる。本研究でも上式を使用した。

3. 実験装置と実験方法

本研究で使用した実験装置概略図を Fig. 3-1 に示す。図の衝撃波管は隔模破断方式と異なり, 主・副 2 個のナイロン製ピストンを使用している。この方式は前述のように従来の破断膜による

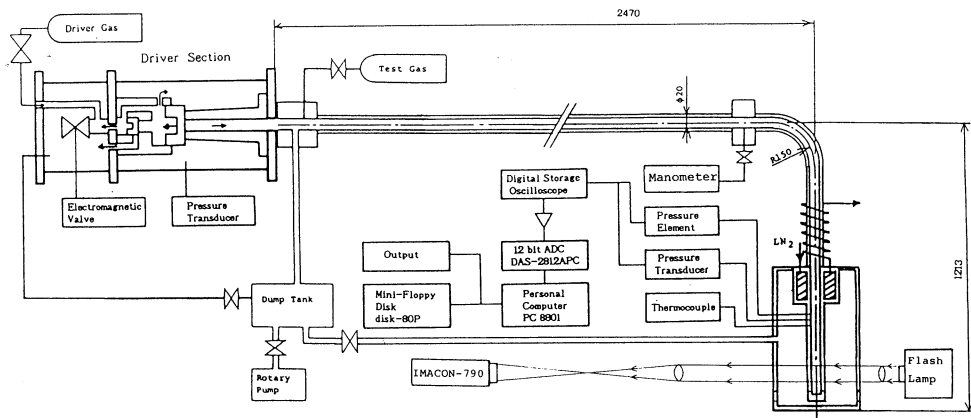


Fig. 3-1 Experimental Apparatus

管内汚染がなく, 短時間で容易に再現性の良い実験ができ, しかも膜交換作業に伴う大気流入がなく, 低温実験においては低压部管内壁に大気中の水滴が付着したり固化することがないので, 低压部を冷却保持した状態で短時間に多数回の繰り返し作動ができ連続実験が可能である。

3.1 衝撃波管高压部作動の原理と特徴

高压駆動部の構造を Fig. 3-2 に示す。高压部前方には標準型衝撃波管の隔膜と同様の機能を持つナイロン製主ピストン, 主ピストンの高速作動を補助するナイロン製副ピストンが収容され, 高压駆動気体が充填される。高压部後方はダンプタンクに接続された真空排気室で発射用電磁バルブが収容されている。高压部常用最高圧力は約500kPaであり, 本実験の駆動気体には N_2 , He を使用している。

衝撃波管作動前の駆動気体充填に際しては高压ポンペの手動バルブを開け, 調圧弁(レギュレータ)を調節し, さらに配管用バルブを開放すると駆動気体がチューブを通して高压室中心に進入し副ピストンを前方に押し出す。副ピストンの移動によりチューブを通じて主ピストン後方に高压気体が流れ込み主ピストンを前方に移動させる。この主ピストンの移動に伴い高压駆動気体は

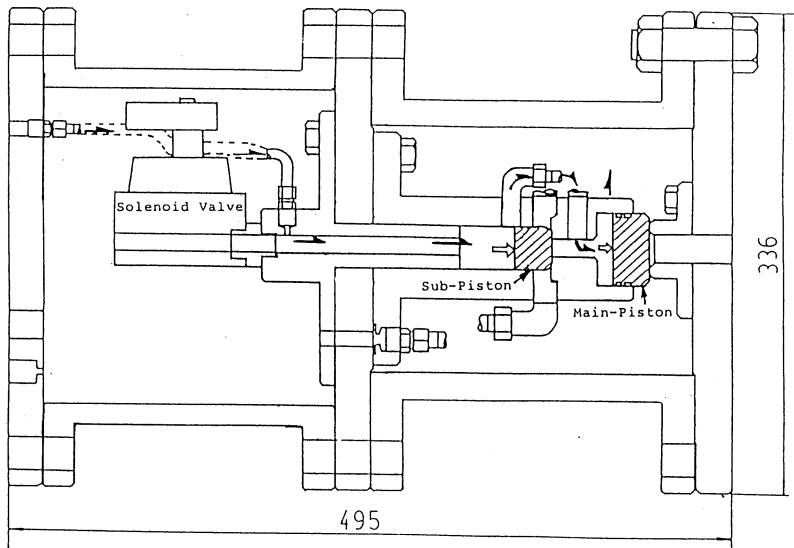


Fig. 3-2 Driver gas charging

高圧室全体に充填されるしくみになっている。

衝撃波管の作動時には、高圧駆動気体を所定の圧力まで充填後、真空排気室内に收容されている発射用電磁バルブを開放することによりピストン後方の高圧気体が瞬時に真空排気室内に流出する。この急減圧により副ピストンが後方に高速移動し、高圧気体がチューブを通じて真空排気室内に急速に流出する。この急減圧により主ピストンが後方に高速移動して、高圧室内に充填されていた高圧駆動気体が急激に低圧室内に流出し衝撃波を形成する。発射用電磁バルブは電気信号により開放された後ただちに閉じることができ、高圧ポンベは常時開放されているので、作動後は前述のように高圧気体がチューブを通じて再び高圧室内に充填されていく。従って低圧部が所定の真空 (10^{-2} 程度の Torr 数) まで排気されると再び実験が遂行でき、短時間で繰り返し作動が可能である。

3.2 衝撃波管低圧部

実験装置全体図 Fig. 3-1 に示される低圧部は、液体窒素による長時間低温保持を可能とするために、熱伝導率の低いステンレス製の内径19.4mm、肉厚3.9mmの引き抜き円筒で水平直管部2.3m、曲率半径 $R = 150\text{mm}$ の 90° 曲り部、および約1mの鉛直部で構成されている。低圧部は作動前に不要気体を排気し真空状態にする必要があるため、シンフレックス金具とチューブによりダンプタンクに継がれ、さらに油圧回転真空ポンプと接続されている。入射衝撃波の 90° 曲がり部通過時の反射回折については、曲り部曲率半径 R と管半径 r との比 R/r が15.5程度あるので曲り部より管径の数倍程度下流では安定な平面衝撃波が得られていると考えられる。⁸⁾

鉛直部上部には低温実験の際に試気体を所定の温度まで冷却できるように、真空断熱を施した真鍮製の液体窒素容器を設けている。鉛直下部は断面アダプターを介して円形断面から20mm正方形断面へと変形し測定部へと接続する。測定部には圧力変動や、低圧部初期温度を検出するためPCB社製圧力変換器が管端から126mm上流の所、東北金属製ジルコン・チタン酸鉛系固溶体圧電素子が管端から276mmの所に、またCA熱電対が管端から226mmの所に設けられ、測定部管端には低温試気体の凝縮現象や流れの可視化ができるように2対のバイレックスガラスによる観測窓が管端から140mmと45mmの位置に設けられている。なお窓枠支持部には試気体R-12凝縮による液面高さを測定できるように、目盛を記したメンディングテープをはりつけている。低圧部は長時間低温保持する必要があるので水平直管部から鉛直部上部にかけてはアルミニウム箔とビニールによる多層断熱や高分子発泡剤により断熱し、測定部周囲には断熱性および気密性を高めるために内径158.4mm、長さ563mm、肉厚3.4mmの $\phi 60.5$ mm窓付ステンレス円筒容器による真空断熱外覆いをつけている。さらに測定部に使用しているOリングは低温実験を考慮してテフロン製とした。また低圧部鉛直部を実験室中二階天井から保持するのに使用している鉄製アングル材は鉛直部との直接接触を避けている。

3.3 測定系と衝撃波速度の算出

a) 測定系および測定法

実験装置図に示すように、高圧部初期圧力 p_4 は高圧部前方のフランジに取り付けられた半導体圧力素子により検出した信号をアンプで40倍に増幅しデジタルマルチメータに出力してモニターする。低圧部初期圧力 p_1 はU字水銀マンオメータにより測定し、低温試気体の初期温度 T_1 は測定部に設けたCA熱電対により検出しデジタルマルチメータにより出力される。

入射衝撃波速度 U の測定は測定部管内壁の管端より276mm上流に設置したジルコン・チタン酸鉛系固溶体圧力素子からの圧力トリガー信号と、それより150mm下流に設けたPCBピエゾ圧力変換器による圧力変動信号をデジタル・ストレージオシロスコープに記録し、その圧力変動波形をオシロ上の時間軸で5倍に拡大して入射衝撃波到達の時間差を読みとりマイクロコンピュータに送ることで処理する。同時に上記両波形をコンピュータ内で解析し立ち上がり時間差を求めることもできるので、補足的に U のデータとしてモニターできる。また、反射衝撃波速度 U_r 、衝撃波後方圧力 p_2 の測定はデジタル・ストレージオシロスコープに記録された波形をADコンバータを介してマイコンに送り内部的に波形を処理する。これら測定データおよび実験条件はすべて5"ディスクに記録され、必要なグラフはプリンターに出力される。¹³⁾

本実験で処理されプリンターに打ち出された典型的な出力波形の例をFig. 3-3に示す。図中の W_1 、 W_2 は両素子間の入射と反射衝撃波の立ち上がり時間差、 p_1 は低圧部初期圧力、 p_2 は入射衝撃波後方の圧力を示す。 W_1 は上記のようにストレージオシロの波形を積み取ったデータを採用し入力したが、その他はすべてマイクロコンピュータの内部処理で衝撃波伝播に対する基本的

諸量が算出される。なお W_2 の読み取りに関し
ては、ジルコン・チタン酸鉛系固溶体素子の波
形立ち上がり精度が安定せず固定壁の影響も存
在するので次節に算出方法を示す。

b) PCB 圧力変換器からの圧力波形による
反射衝撃波速度の算出方法

ジルコン・チタン酸鉛系固溶体圧力素子によ
る測定では、反射衝撃波の到達に相当する点が
明確に立ち上がりを示さず反射衝撃波速度の算
出が難しいので通常の両素子間の反射衝撃波の
立ち上がり時間差を利用する方法¹⁴⁾とは別に、

PCB 圧力変換器のみを利用する
方法を採用した。PCB 圧力変換
器の波形 Fig. 3-4 中の t_{ir} (sec)
は、入射衝撃波が PCB 圧力変換
器を通過して測定部管端 (End
Wall) に到達し、再び反射衝撃波
として PCB 圧力変換器に到達す
るまでの時間を示す。PCB 圧力
変換器から管端 (End Wall) まで
の距離 $l_e = 126\text{mm}$ 、両素子間の距
離 $l_p = 150\text{mm}$ なので入射衝撃波速
度を U (m/s)、反射衝撃波速度を
 U_r (m/s)、低温試気体 R-12 の場
合は凝縮による液面高さ H (mm)
を考慮すると以下の関係式が成り
立つ。

$$t_{ir} = \frac{(l_e - H) \times 10^{-3}}{U} + \frac{(l_e - H) \times 10^{-3}}{U_r},$$

上式を U_r について解くと

$$U_r = \frac{(l_e - H) \times 10^{-3}}{\left(t_{ir} - \frac{(l_e - H) \times 10^{-3}}{U}\right)}$$

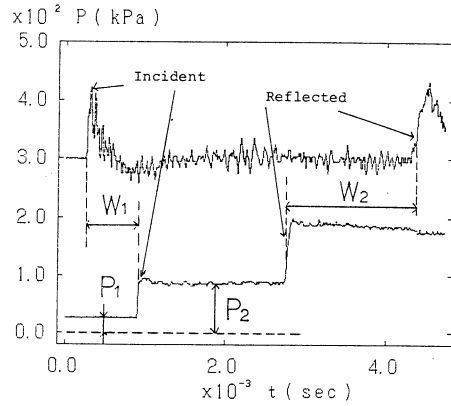


Fig. 3-3 Processed pressure history by microcomputer

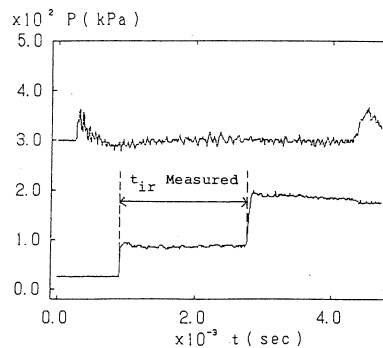
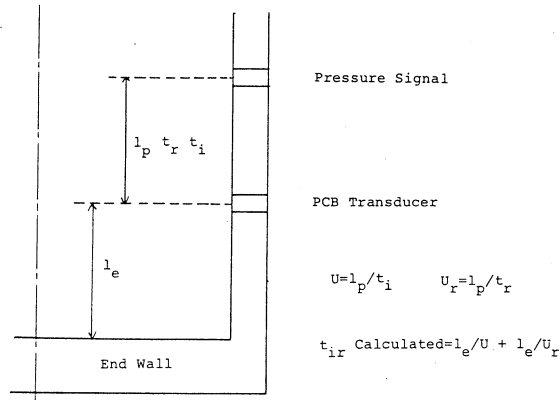


Fig. 3-4 Explanatory figure of t_{ir}

本実験では H を実測し、 U と t_{tr} をマイコンで処理して求めて上式に代入すると U_r を得る。

4. イメージコンバータ (IMACON-790) による流れの可視化¹⁵⁾

前章までの測定系と測定方法による衝撃波挙動の定量的な計測と併せて、本研究では流れの可視化 (Flow Visualization) 実験を行った。入射、反射の衝撃波面はもとより衝撃波に伴う気流の乱れ、あるいは低温 R-12 飽和温度初期状態における波面後方の凝縮現象や R-12 液相中のキャビテーション気泡の変動崩壊などの写真撮影を試みたが、可視化手段としてシャドウグラフ法を採用した。シャドウグラフ法は衝撃波のような気体あるいは液体中の流れの急激な密度変化による光の影を直接フィルムに投影し観測するものである。なお、予備的可視化として通常のモーター駆動カメラによるシャドウグラフ撮影も行い、R-12 液面挙動を観測した。

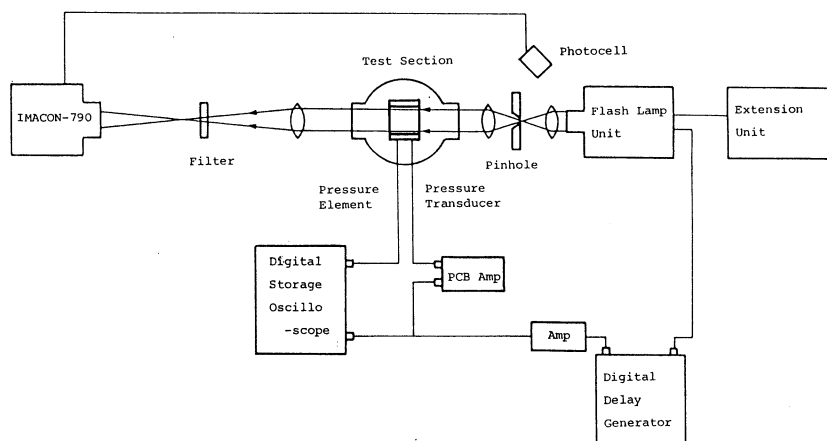


Fig. 4-1 Shadowgraph by IMACON-790

IMACON-790 [John Hadland (P.I) Ltd. 製] によるシャドウグラフ撮影の概略図を Fig. 4-1 に示す。入射衝撃波面通過による圧力変動を受けた PCB ピエゾ圧力変換器からのトリガー信号をアンプで増幅し、デジタル遅延回路による遅延時間を介してキセノン・フラッシュランプユニット [John Hadland (P.I) Ltd. 製] が受け発光する。この発光を感知したフォトセルユニットが新たにトリガーパルスを発し IMACON-790 が連動し、最大 12 コマ程度の連続撮影が行われる。IMACON-790 はプラグインユニットの交換により所定のフレーミングスピードを設定できる。実験に使用した光学系は通常のシャドウグラフ法に従い、フラッシュランプの光を凸レンズで絞り、スリットあるいはピンホールにより点光源にする。点光源からの光を凸レンズまたは凹面鏡によって平行光線にして観測窓に通過させ、再度凸レンズで絞った後にイメージコンバータで撮影する。

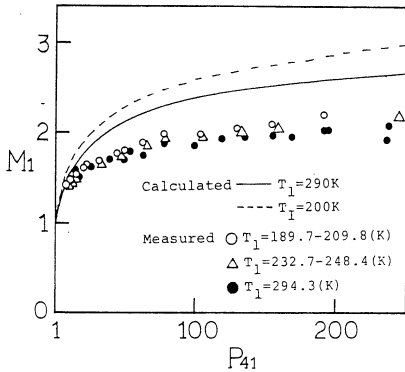


Fig. 5-1 Relation between M_1 and P_{41}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: N_2)

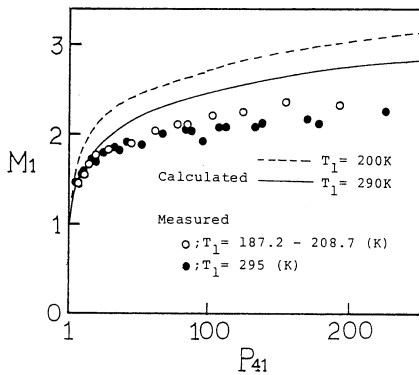


Fig. 5-2 Relation between M_1 and P_{41}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: O_2)

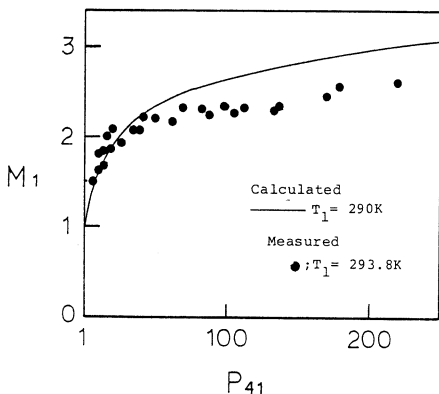


Fig. 5-3 Relation between M_1 and P_{41}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: O_2)

5. 実験結果と考察

ここでは、実験結果から常温・低温条件における種々の気体中で発生させた衝撃波諸量について考察を行う。実験での使用気体は駆動気体に N_2 , He, 試気体に N_2 , O_2 , CO_2 , R-12 である。なお、簡単のため駆動気体と試気体の組み合わせは“駆動気体名-試気体名”の形で表示し、R-12 以外は化学式を用いて表現する。例えば、駆動気体 N_2 , 試気体 R-12 の場合は N_2 -R-12 と略記している。

5.1 入射衝撃波マッハ数 M_1 と高低圧部初期圧力比 P_{41} の関係

本実験で得られた結果の例として Fig. 5-1 から Fig. 5-8 に、駆動気体に N_2 , He, 試気体に N_2 , O_2 , CO_2 , R-12 を使用した場合の、常温と低温時における入射衝撃波マッハ数 M_1 と高低圧部初期圧力比 P_{41} の関係を示す。なお試気体 CO_2 は低温にすると凝固するため常温実験のみを行っている。図中の実線と破線は各々常温・低温時の理想的衝撃波管に対して第 2 章で得られる理論計算値であり、常温と低温時の試気体比熱比および音速差によって異なる曲線となっている。

各図において実測されたマッハ数 M_1 は全体として理論計算値と同様の定性的傾向を示しているが、定量的には理論値を下まわる。また P_{41} が大きくなるに従い実測 M_1 の増加率が小さくなる傾向にある。実測されたマッハ数分布が低くなる理由として、まず管内の壁面摩擦と境界層発達の影響が考えられる。また本実験で使用した無隔膜衝撃波管の場合には隔膜の替わりとなるピストン開放とそれによる減圧時間が数十 msec かかり、通常の隔膜の破膜時間 $300 \sim 700 \mu\text{sec}$ ⁷⁾ に較べて遅くなっていることと、曲がり管を衝撃波が通過することによる反射回折の影響

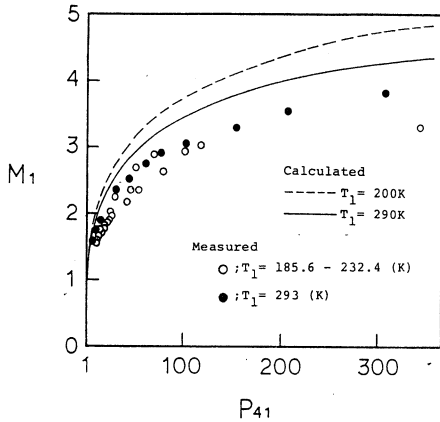


Fig. 5-4 Relation between M_1 and P_{41}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: $R-12$)

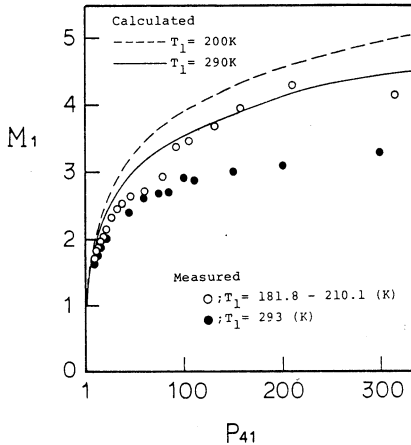


Fig. 5-5 Relation between M_1 and P_{41}
(Driver Gas: He -Test Gas: N_2)

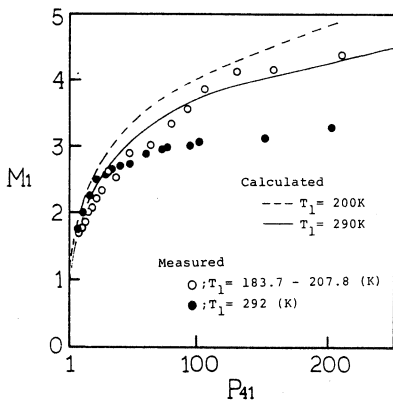


Fig. 5-6 Relation between M_1 and P_{41}
(Driver Gas: He -Test Gas: O_2)

響などにより衝撃波が減衰していることなども考えられる。

各図における常温実測 M_1 の分布を同一駆動気体中で比較すると、試気体が N_2 , O_2 , CO_2 , $R-12$ の順に M_1 の大きな分布となる。また同一試気体に関して比較するといずれの場合も駆動気体 He の方が M_1 の分布が大きい。つまり分子量の大きな試気体 ($N_2 < O_2 < CO_2 < R-12$) ほど、また分子量の小さな駆動気体 ($He < N_2$) ほど M_1 の分布が高くなり強い衝撃波が得られることが実験的に確かめられる。¹⁰⁾

全体的な傾向として各図の理論値では試気体の温度降下による音速低下のため低温 M_1 の分布が上回るが、この傾向は駆動気体 N_2 , He , 試気体 N_2 , O_2 の組み合わせにより実測された入射マッハ数 M_1 の分布でも現われる。特に Fig. 5-1 に示す N_2-N_2 の組み合わせでは、試気体の初期温度 T_1 が低温になるほど M_1 の分布が大きくなる傾向が明瞭である。しかし Fig. 5-4, Fig. 5-8 のように試気体が $R-12$ の場合においては、低温実測 M_1 は理論値と比較して低い分布を示し常温実測 M_1 の分布をも下まわる結果となる。これに対する実験技術的な理由として圧力素子の取り付けによる影響が考えられる。本実験では PCB 社製圧力変換器の取り付けによる壁面の凹凸が速度測定結果に大きな影響を与えることが判明している。一方、低い分布の物理的な理由としては以下の点が考えられる。

本実験においては低温 $R-12$ の場合に初期圧での沸点以下に冷却された試気体 $R-12$ は気液二相の平衡状態を形成しているが、その気相中を衝撃波が入射すると、衝撃波後方では Fig. 5-9 に示される $R-12$ 飽和曲線において Rankine-Hugoniot の条件に従って状態が右上方にステップ状に移動し、衝撃

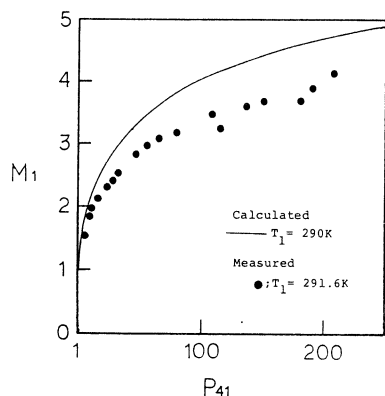


Fig. 5-7 Relation between M_1 and P_{41}
(Driver Gas: He-Test Gas: CO_2)

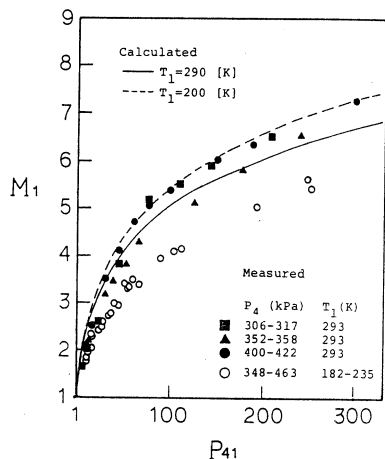


Fig. 5-8 Relation between M_1 and P_{41}
(Driver Gas: He-Test Gas: R-12)

波後方の温度と圧力が急激に上昇することになる。しかし壁面とその近傍では、この急激な温度上昇に追従できず、壁面近傍の気相が凝縮により非平衡的に液相へと相変化する可能性を生じてしまう。このため凝縮により波面後方の圧力が減少し、衝撃波は減衰するとも考えられる。低温試気体 R-12 中の衝撃波による典型的な圧力波形を Fig. 5-10 に示す。上部波形はジルコン・チタン酸鉛系固溶体圧力素子からのトリガー信号、下部波形が PCB 社製ピエゾ圧力変換器の圧力波形である。また図中の破線は常温 R-12 に対し同一の圧力比 P_{41} で行った実験での波面後方の圧力であり、ほぼ一定値となる。PCB 圧力変換器の低温状態での温度・液膜に対する特性の依存性も考えられるが、それが無いものとすると同図からわかるように波面後方圧力が上記の凝縮により減少している様子が明瞭に現われている。この現象は他の非凝縮性の低温試気体に対する結果には全く現われていない。

5.2 入射衝撃波マッハ数 M_1 と入射衝撃波前後の圧力比 P_{21} の関係

入射衝撃波マッハ数 M_1 と入射衝撃波前後の圧力比 P_{21} の関係を各気体に対して Fig. 5-11 から Fig.

5-16 に示す。図中の曲線は理想的衝撃波を仮定したランキン-ユゴニオ条件による理論値で、初期温度差による p_{21} への影響は無視できるので一本の実線で代表させてある。なお、低温 R-12 中の衝撃波後方圧力 p_2 は Fig. 5-10 に示されるように急減するので、マイコンによる波形処理で平均値を採用した。

これらの各図における実測値は全体としてランキン-ユゴニオ条件による理論値とほぼ一致した分布を示していることから、本研究に使用した無隔膜衝撃波管は衝撃波強さの面からは良好な作動を示すと言える。また試気体が CO_2 以外は常温・低温時の p_{21} をプロットしているが、低温試気体の場合の p_{21} 分布が若干常温の分布を上まわる。つまり同一マッハ数 M_1 においては低温試気体の方が衝撃波後方の圧力上昇が大きいことがわかる。これは低温条件下では試気体の比熱比 γ_1 が大きくなり p_{21} が若干大きくなるためである。¹⁶⁾

駆動気体が He の場合は Fig. 5-14 から Fig. 5-16 に示すように駆動気体が N_2 の場合に較べ

M_1 の範囲が広く、 p_{21} の分布が大きな値まで存在する。これはHeの分子量が N_2 に比べて小さいため第2章の式(7)により入射衝撃波マッハ数 M_1 が大きくなる結果である。また実測値と理論値間の分布差が N_2 駆動気体の場合に比べて大きく、高い M_1 において実測値と理論値のずれが顕著になっていることにより、本実験では大きな M_1 の場合に衝撃波面後方の圧力上昇が理論と異なり不安定になると言える。これは強い衝撃波において実在気体の効果が現れたためであり、一般に p_{21} はランキン-ユゴニオ条件より低い値となる。なかでもFig. 5-16中の常温実測は極端に低い分布を示しているが、これは装置の主ピストン作動がにぶくなり高圧駆動気体が十分に低圧部に流れなかったことや、ジルコン・チタン圧力素子がフラットに接続されていなかった可能性も考えられる。

5.3 高低圧部初期圧力比 p_{41} と入射衝撃波前後の圧力比 p_{21} の関係

高低圧部初期圧力比 p_{41} と入射衝撃波前後の圧力比 p_{21} の関係をFig. 5-17からFig. 5-20に示す。これらの図においては高低圧部初期圧力比 p_{41} が小さい範囲を除いて、実測値は理論値を下回っている。これは前述のように本実験での無隔膜衝撃波管の作動特性であると考えられる。また、同一駆動気体に対して試気体の分子量が大きい（音速が小さい）結果ほど p_{21} が大きいが、これは前述のように分子量大となる（音速が小さくなる）ほど M_1 が増加しランキン-ユゴニオ関係より大きな p_{21} を得るためである。

また理論的には試気体が低温になるほど音速が低下し、入射衝撃波マッハ数 M_1 および p_{21} が大きくなると考えられる。この傾向はFig. 5-17, 19, 20には表われているが、Fig. 5-18の N_2 -R-12では試気体温度の違いによる差があまり見られない。これは、入射衝撃波後方圧力 p_2 が測定部初期温度 T_1 での飽和圧力以上に達した場合、壁面でR-12の凝縮が生じ p_2 が減少して衝撃

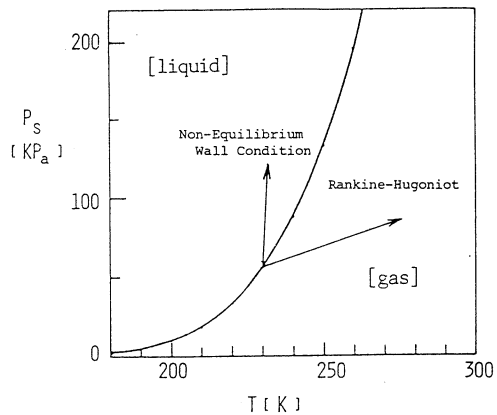


Fig. 5-9 R-12 saturation curve

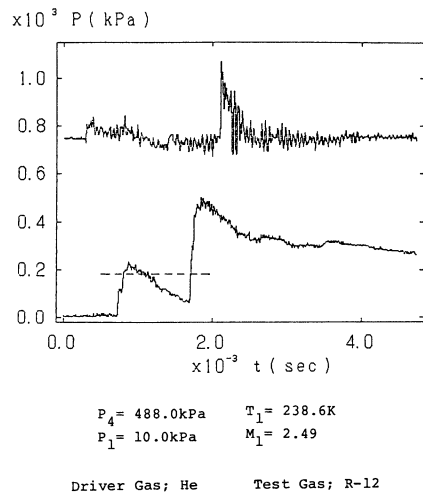


Fig. 5-10 Pressure history of shock wave in low temperature R-12

常温以下の気体中の衝撃波伝播とR-12液中の蒸気泡崩壊に関する実験

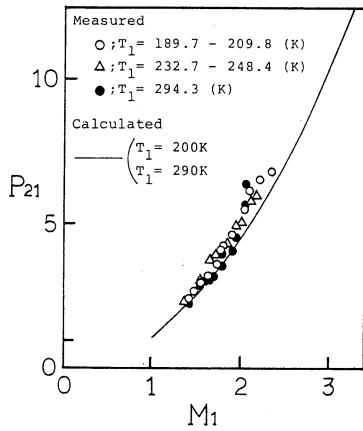


Fig. 5-11 Relation between M_1 and P_{21}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: N_2)

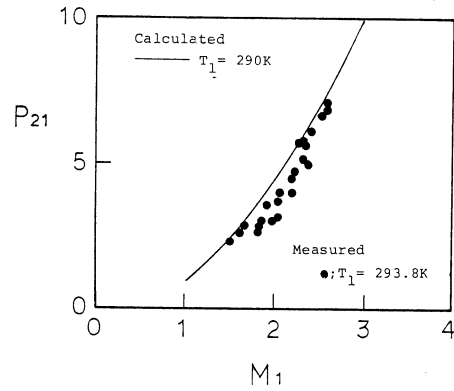


Fig. 5-12 Relation between M_1 and P_{21}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: CO_2)

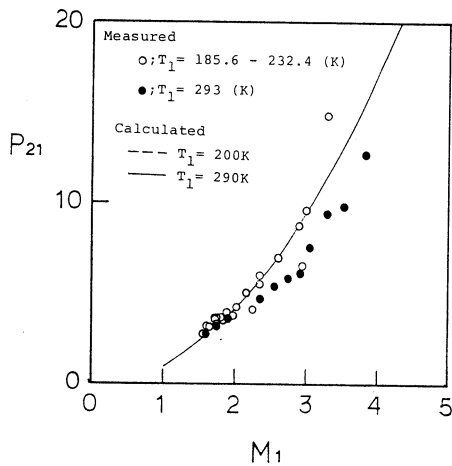


Fig. 5-13 Relation between M_1 and P_{21}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: R-12)

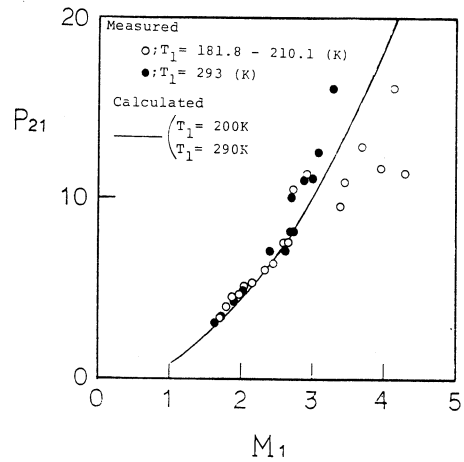


Fig. 5-14 Relation between M_1 and P_{21}
(Driver Gas: He-Test Gas: N_2)

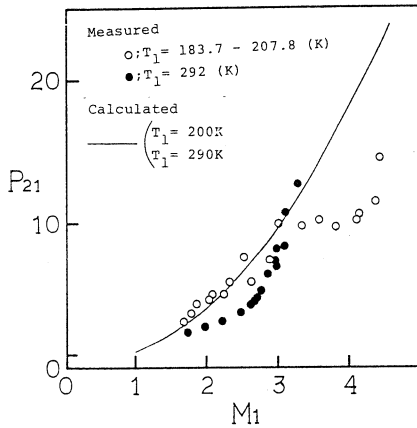


Fig. 5—15 Relation between M_1 and P_{21}
(Driver Gas:He-Test Gas:O₂)

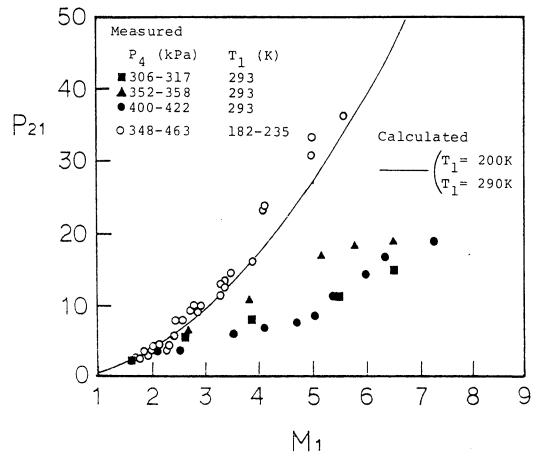


Fig. 5—16 Relation between M_1 and P_{21}
(Driver Gas:He-Test Gas:R-12)

波が減衰することによとも考えられる。しかし Fig. 5—20の傾向は Fig. 5—18の結果と矛盾しており、明確な分布差が示されているので、測定誤差の影響も考えられ今後の精確な実験が必要である。

5.4 入射衝撃波マッハ数 M_1 と反射衝撃波マッハ数 M_r の関係

入射衝撃波マッハ数 M_1 と反射衝撃波マッハ数 M_r の関係を Fig. 5—21から Fig. 5—24に示す。実線と破線は各々常温と低温時における理想的衝撃波管の計算値である。ここで Fig. 5—21, Fig. 5—22は第3—3節で述べたように両圧力素子間の反射波による立ち上がり時間差を読み取り算出したもので、Fig. 5—23, Fig. 5—24は PCB 圧力変換器からの圧力波形のみによって算出している。

実測値と理論値との比較では Fig. 5—21と Fig. 5—22の結果は実測 M_r が M_1 の増加と共に減少する分布を示すが、理論値のように一定値に近づく傾向はみられず、しかも実測 M_r は理論値以下の分布となる。これはジルコン素子が管壁の振動ノイズなどの大きな振幅波形をひろうためか、または反射衝撃波が入射衝撃波で生じた境界層と干渉し、しかも速度が軸方向にも一様でない所に進入するので境界層による影響が入射波の場合よりも大きくなり¹¹⁾ M_r が減衰すると考えられる。また両図では低温実測 M_r が常温の M_r を上回っている。そして Fig. 5—24では低温になるほど M_r が高い分布を示す。これは温度降下によって壁面近傍で音速が減少したため境界層内の

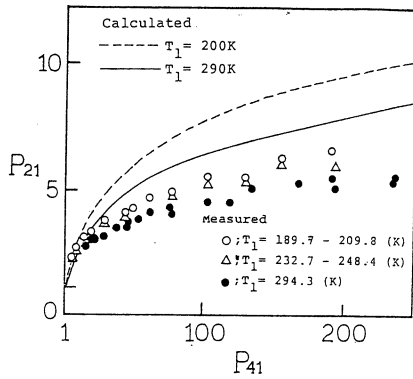


Fig. 5-17 Relation between P_{41} and P_{21}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: N_2)

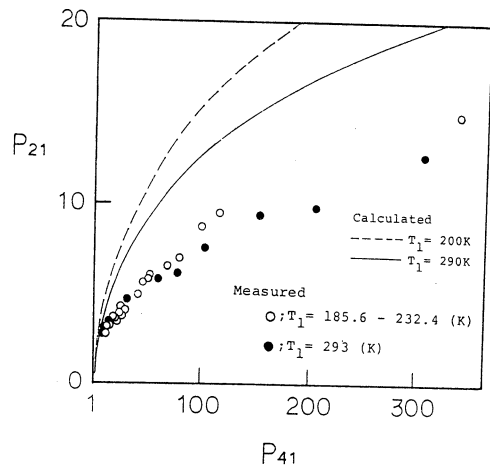


Fig. 5-18 Relation between P_{41} and P_{21}
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: R-12)

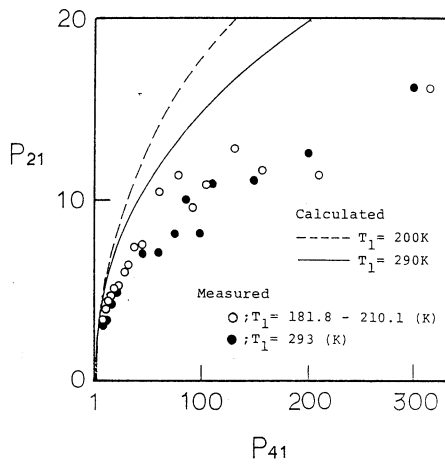


Fig. 5-19 Relation between P_{41} and P_{21}
(Driver Gas: He-Test Gas: N_2)

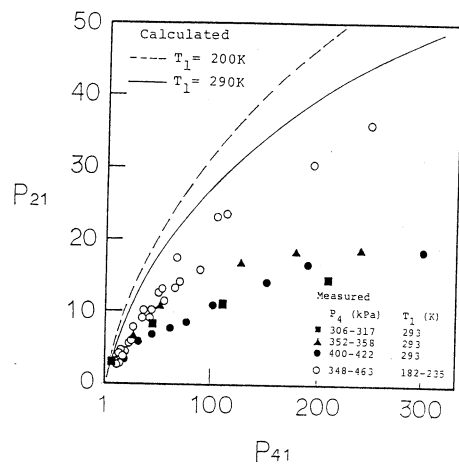


Fig. 5-20 Relation between P_{41} and P_{21}
(Driver Gas: He-Test Gas: R-12)

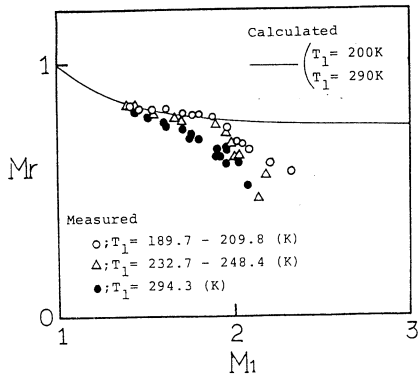


Fig. 5—21 Relation between Mr and M_1
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: N_2)

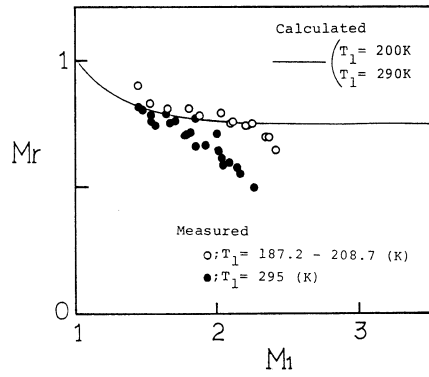


Fig. 5—22 Relation between Mr and M_1
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: O_2)

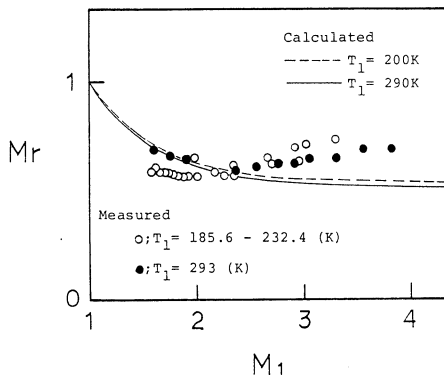


Fig. 5—23 Relation between Mr and M_1
(Driver Gas: N_2 -Test Gas: R-12)

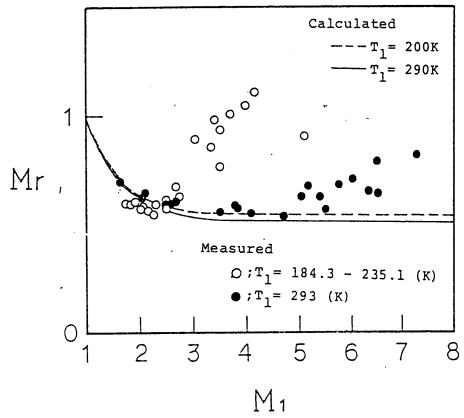


Fig. 5—24 Relation between Mr and M_1
(Driver Gas: He-Test Gas: R-12)

圧力情報伝達速度が遅くなり境界層と反射衝撃波の干渉が相対的に小さくなったものと考えてよい。

試気体が R-12 の場合の Fig. 5-23, Fig. 5-24 では、入射マッハ数 M_1 が増大すると理論値とは逆に上昇傾向を示す。この理由として、一般にアルゴンなどの希ガス ($\gamma_1=1.667$) では入射波面背後で生じた境界層のよどみ圧 p_{stg} が反射波面後方圧力 p_5 よりもほぼ全域にわたって大きいので境界層と反射波との直接的な相互作用は小さいが、5 原子分子の R-12 ($\gamma_1=1.141$) では p_5 が著しく高くなり、全域にわたって $p_5 > p_{stg}$ となって境界層との干渉が生じ反射波の分枝、境界層の剝離が発生する¹¹⁾ためと考えられる。また同一試気体 R-12 に対し駆動気体 He の方が理論値とは大きく異なる傾向が出たことにより、 M_1 の大きいほど反射衝撃波と境界層との干渉が大きく、また He-R-12 の低温実測結果では境界層との他に入射波と反射波後方の凝縮や液面の蒸発現象などが生じ、反射波を加速する可能性も有しているため現象が一層複雑になると考えられる。

5.5 高低圧部初期圧力比 p_{41} と反射衝撃波マッハ数 M_r の関係

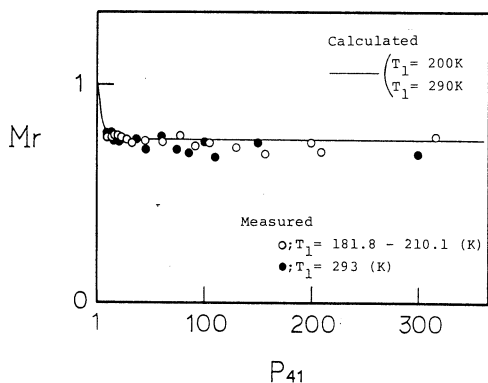


Fig. 5-25 Relation between M_r and P_{41}
(Driver Gas: He-Test Gas: N_2)

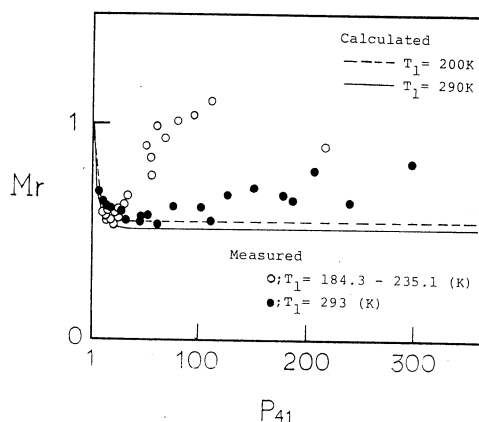


Fig. 5-26 Relation between M_r and P_{41}
(Driver Gas: He-Test Gas: R-12)

測定された高低圧部初期圧力比 p_{41} と反射衝撃波マッハ数 M_r の関係を Fig. 5-25 と Fig. 5-26 に示す。両図中の理想的な一次元の計算値 M_r は p_{41} の増加に伴い徐々に下降し、 p_{41} が 100 以上ではほぼ一定になる。窒素に対する結果の Fig. 5-25 では実測された M_r が理論値と一致する傾向を示すが、Fig. 5-26 に示される試気体 R-12 の結果では p_{41} が大きくなるに従って理論値と相

違する。特に低温の実測 M_r の値は理論値とは逆に $50 < p_{41} < 100$ で上昇傾向にあり、最大 M_r は 1 以上になっていることから反射波と境界層の干渉が非常に激しく、同時に凝縮が生じているので反射波背後では特異な現象 (M_r の減速と加速が条件により優位となる現象) が起こっていると推定される。このように低温状態の試気体 R-12 では境界層との干渉の他に入射・反射衝撃波後方の凝縮や液面の蒸発による影響も考えられる結果を得る。

5.6 入射衝撃波マッハ数 M_1 と入射衝撃波到達後の反射衝撃波到達までの時間 t_{ir} の関係

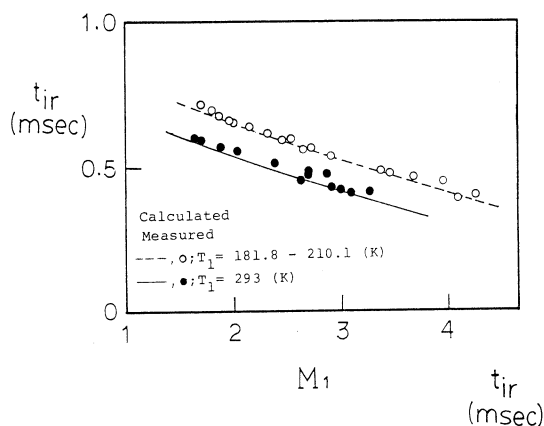


Fig. 5-27 Relation between t_{ir} and M_1
(Driver Gas: He-Test Gas: N_2)

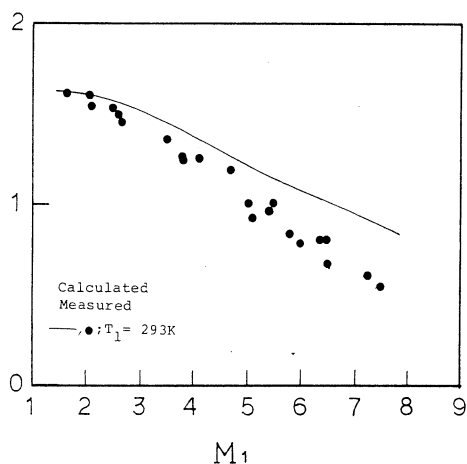


Fig. 5-28 Relation between t_{ir} and M_1
(Driver Gas: He-Test Gas: R-12)

入射衝撃波マッハ数 M_1 と、入射衝撃波の PCB ピエゾ圧力変換器通過時から反射衝撃波として再び圧力素子を通過するまでの時間 t_{ir} との関係を Fig. 5-27 と Fig. 5-28 に示す。図中の実線と破線に示される理論値は測定入射衝撃波速度 U および理論値の反射衝撃波速度 U_r と PCB 圧力変換器からの測定部端壁までの距離を用いて計算したものである。両図において低温試気体での t_{ir} が常温時の t_{ir} より長いことより低温試気体の衝撃波速度は遅いことが明らかとなる。また試気体が R-12 の場合の Fig. 5-28 では実測値 t_{ir} は理論値を下まわる。つまり、入射・反射衝撃波速度は理論値より速いことがわかる。この現象は分子量の大きい試気体 R-12 のみに起こり、前節までの考察で述べた境界層との干渉効果など分子量となんらかの関係がある現象によるものと考えてよい。同一駆動気体に対して結果を比較すると分子量の大きい試気体 N_2 , CO_2 , R-12

の順に t_{ir} が長くなるので入射・反射衝撃波速度は分子量が大きいほど遅くなるといえる。

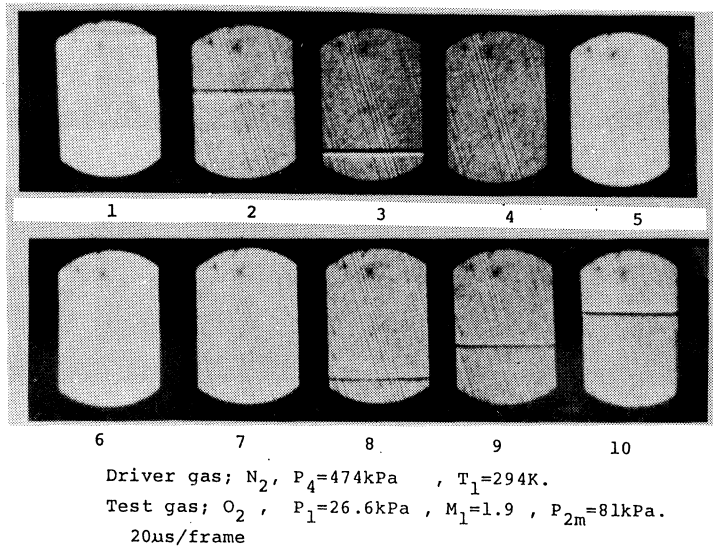


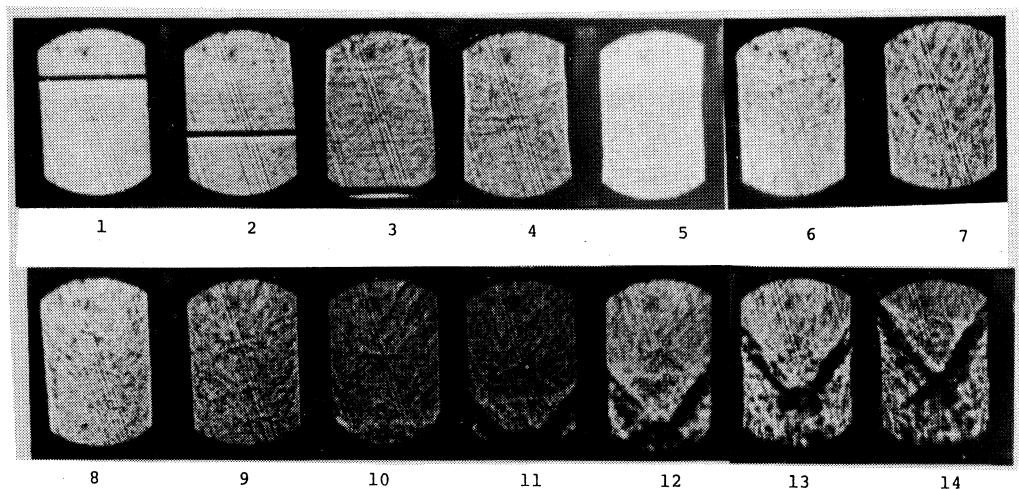
Fig. 6-1 Shadowgraphs of incident shock wave and reflected shock wave in O_2 with room temperature by IMACON-790

6. 流れの可視化実験の結果と R-12 蒸気泡崩壊^{16), 17)}

本章では第 4 章で述べた IMACON-790 を使用して、主に試気体 R-12 を用い入射・反射衝撃波のシャドウグラフ撮影をおこなった結果について述べる。

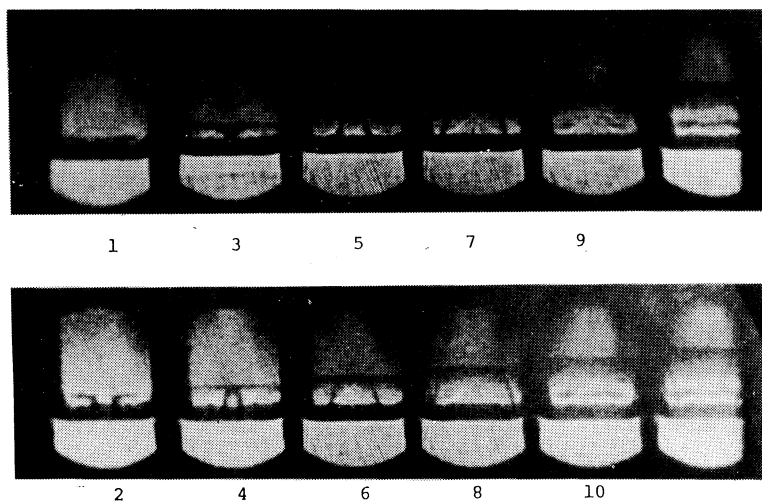
6.1 常温状態における可視化撮影結果

N_2-O_2 による通常の垂直衝撃波の入射・反射の様子のシャドウグラフ撮影結果を Fig. 6-1 に示す。入射・反射波共に乱れの少ない衝撃波が得られており、反射衝撃波と入射衝撃波後方境界層との干渉も目だたない。これに対し Fig. 6-2 は He-R-12 の場合であるが図中の No. 1 ~ No. 3 に入射衝撃波が見られる。また、No. 11 ~ No. 14 に見られる反射衝撃波に関しては、もはや垂直波面状態を保てず、入射衝撃波後方の流れで発達した境界層と強く干渉して分枝しているのがわかる。また分枝の大きさは時間と共に成長している。この干渉は比熱比の小さい試気体ほど、また高・低圧部初期圧力比 p_{41} が大きいほど著しい。そして、この激しい乱れが反射衝撃波に関する諸量の測定に影響をおよぼすため、前述のようにランキン・ユゴニオ式から得られる理論値と結果が異ってくるものと考えてよい。



Driver gas; He, $P_4 = 476 \text{ kPa}$. Test gas; R-12, $P_1 = 6.5 \text{ kPa}$
 $T_1 = 294 \text{ K}$, $M_1 = 3.7$ ($U_1 = 588 \text{ m/s}$), $P_{2m} = 97.6 \text{ kPa}$, $20 \mu\text{s/frame}$

Fig. 6—2 Shadowgraphs of incident shock wave and reflected shock wave in R-12 with room temperature by IMACON-790



Driver gas; N_2 , $p_4 = 452 \text{ kPa}$ (room temperature).
 Test gas; R-12, $p_1 = 18.5 \text{ kPa}$, $T_1 \approx 210 \text{ K}$. $M_1 = 1.97$.

Fig. 6—3 Shadowgraph of reflected shock wave from R-12 liquid surface and condensation phenomenon behind waves (by IMACON-790, $10 \mu\text{s/frame}$)

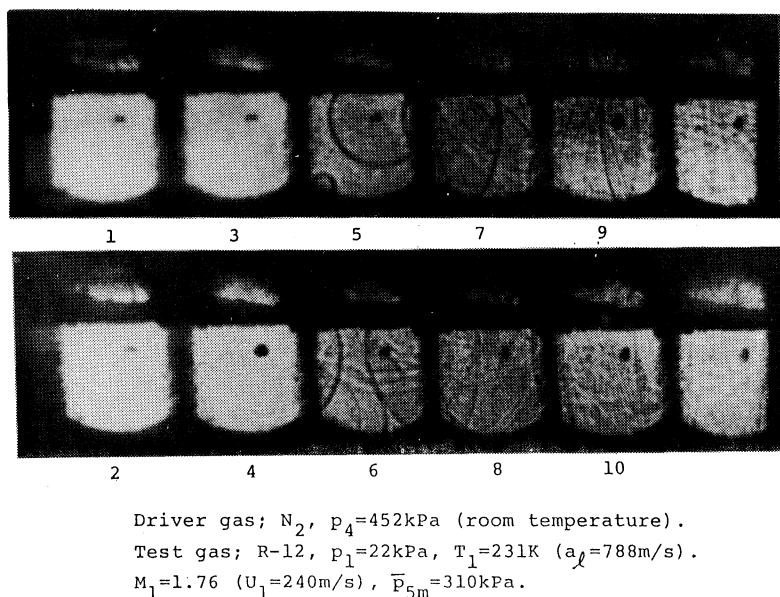


Fig. 6-4 Vapor bubble collapse and shock/expansion wave in liquid R-12
 (Shadowgraph by IMACON-790, $10\mu\text{s}/\text{frame}$)

6.2 低温状態における撮影結果

試気体 R-12 衝撃波の液面での反射挙動を示すシャドウグラフを Fig. 6-3 に示す。液自由表面は管壁近傍において表面張力により曲率を有しており、曲面で反射された衝撃波が垂直反射衝撃波の後方で集束し交差するのが見られる。その速度は垂直反射波よりも明らかに速い。一方、気相部入射波後方領域では凝縮により視野が暗くなり、反射衝撃波後方でも直後で強く凝縮しているが、同時に反射衝撃波後方で高温加熱された気体中の蒸発も起きている。液相中では衝撃波の液面反射に伴って液中伝播する衝撃波が管底端ですでに反射し上昇 (No. 3) している。さらにこの衝撃波 (圧縮波) が自由表面で反射して膨張波となり下降 (No. 4) し、再び管端面で反射上昇 (No. 10) しているのが観測される。

6.3 R-12 低温液体中の蒸気泡崩壊の可視化結果

液体 R-12 中の蒸気泡崩壊に関する可視化結果を Fig. 6-4 に示す。この図は N_2 -R-12 での衝撃波が液面で反射した後、約 $50\mu\text{sec}$ 経過した時刻より撮影されたシャドウグラフで、図中 No. 1, No. 2 では液面上部に垂直反射衝撃波と液面曲率による反射衝撃波が見えている。また液中には 2 個の純粋 R-12 蒸気泡が存在し、液面反射衝撃波の位置関係から反射衝撃波による圧縮波が No. 1 以前で既に気泡に作用し弱い膨張や強い収縮崩壊が進行し、No. 4, No. 5 で強い球面衝

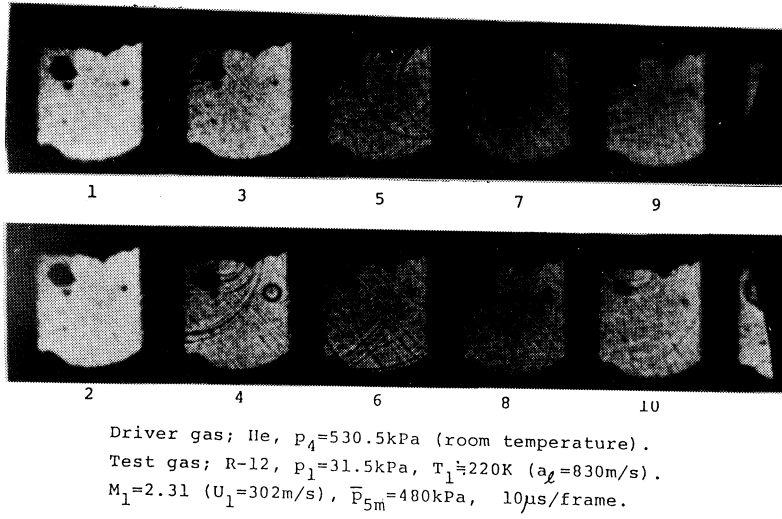


Fig. 6—5 Cavitation bubble collapse and shock waves in liquid R-12

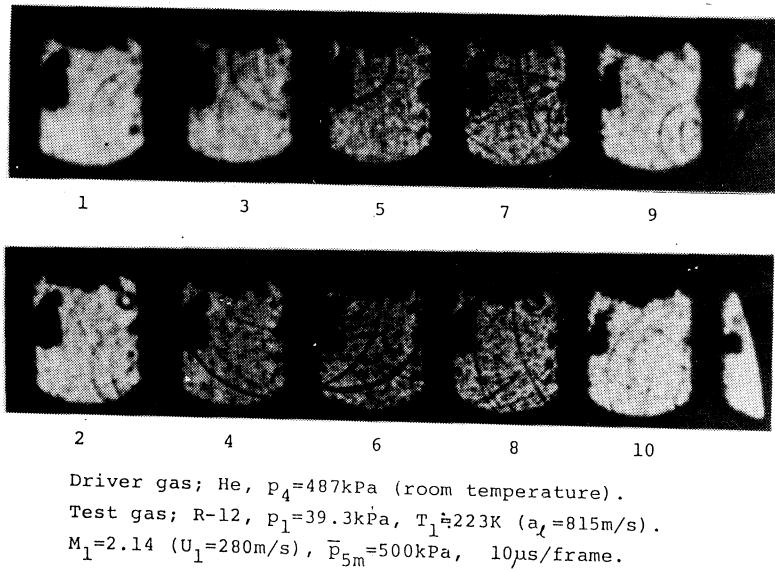


Fig. 6—6 Collapse of many bubbles and shock wave interaction in liquid R-12

衝撃波を発している。No. 4 ～ No. 6 から読みとられる圧力波の液中伝播速度はいずれの気泡の場合も約 820 m/s, マッハ数にして約 0.98 が計測される。時間の進行と共に圧力波は管側壁で反射し, 一方自由表面では膨張波となって反射して入り乱れ, 気泡は膨張と収縮を繰り返していることが観測される。これらの現象は低温流体中では世界で初めて観測されたものである。

次に Fig. 6-5, Fig. 6-6 に He-R-12 の場合のシャドウグラフ 2 例を示す。Fig. 6-5 では実験時の液中に大小 3 個の純粋蒸気泡が存在している。実験条件より図中 No. 1 以前で既に最初の膨張波や圧縮波は通過しており気泡は収縮を続け, No. 4 で小気泡が崩壊し強い球面衝撃波を発生して気泡リバウンドを起こしている。この時衝撃波速度はほぼ液中音速に等しく, 衝撃波は各々壁面で反射し自由表面では膨張波として反射し液中で干渉し合い気泡はリバウンド後膨張と収縮を繰り返すのがわかる。一方, 大気泡は No. 10 まで崩壊をしておらず収縮を続けており, No. 12 に相当する時刻でリバウンドする。特に大気泡近傍の小気泡は崩壊が遅れ, 大気泡と共にリバウンドするまで緩かに収縮し続けることが興味深い。

同様に Fig. 6-6 の場合は, 液中に多数の気泡を有しており, 複数の気泡が発生した衝撃波により, 他の気泡が誘発されて崩壊し, さらに 2 次元的な衝撃波を発生するというように気泡どうしが互いに干渉し合いながら崩壊, 膨張, 収縮運動をしていることが明らかになった。反射衝撃波による圧縮状態はほぼ一様であるにも関わらず, この図のように 100 μ s 以上にわたって互いに衝撃波や圧縮波を出し合い影響し合う気泡群の写真は前例がない。

以上の写真とその考察から衝撃波および圧力波の伝播速度はそれぞれの飽和温度における液中音速にほぼ等しい結果となったが, 現時点ではまだデータ数が不足しているので衝撃波と圧力波の区別が難しく, 明確な結論を出すには精細な今後の研究を続ける必要がある。

7. 結 言

本研究は新たに開発した低温型無隔膜衝撃波管を用いて, 常温以下 180 K 付近まで冷却した N_2 , O_2 , CO_2 , R-12 の流体中での衝撃波伝播に関する諸量を測定し, それら衝撃波の基本的特性を理想的衝撃波管に対する理論値と比較検討したものである。また流れの可視化を通じて低温流体中の衝撃波伝播に伴う相変化など, 従来は極めて計測困難であった複雑な諸現象の解明を試みたものである。本研究の実験結果から以下のことが明らかとなった。

- 1) 本研究で使用した無隔膜衝撃波管は常温・低温の実測値諸量とも理想的衝撃波管による理論値と定性的に一致することから, 作動は良好であるといえる。
- 2) 本研究の低温衝撃波実験は 180 K 程度までの冷却が試みられたが, 試気体 N_2 , O_2 に関して低温気体中を伝播する衝撃波が, 理論から予測されるとおり強くなることが明らかとなった。試気体 R-12 に対しては逆に低温時に入射衝撃波が減衰するという結果が得られたが, この理由として実在気体の効果, あるいは凝縮の影響が考えられる。

3) 試気体 R-12 を沸点以下に冷却し、低圧部端で気液平衡相中を伝播する衝撃波実験を行った結果、入射・反射衝撃波後方では共に壁面凝縮により圧力が減少することが明らかとなった。

4) 駆動気体と試気体の分子量比の違いによる衝撃波諸量の違いが明らかになった。特に入射衝撃波マッハ数 M_1 は分子量比が小さいほど大きくなることが実験的にも確認された。

5) 試気体 R-12 の反射衝撃波は常温では入射衝撃波後方で生じた境界層と激しく干渉し、通常の衝撃波理論とは異なった傾向を示す結果が得られた。低温 R-12 に関しては衝撃波面後方の凝縮現象も同時に存在し、現象は複雑となる。

6) 流れの可視化に関しては IMACON-790 によるシャドウグラフ撮影から、常温時での入射・反射衝撃波および境界層と干渉し分枝する反射衝撃波の挙動が観測された。さらに、低温 R-12 において入射・反射衝撃波後方での強い凝縮現象や、気液平衡相中の衝撃波の液面反射に伴い、表面張力による壁面近傍での曲率液面で反射し中央で集中、交差する衝撃波の様子をとらえることができた。特に注目すべき結果では新たに R-12 液相中の純粋蒸気泡の収縮・崩壊現象と、それに付随して発生する球面衝撃波が観測されその挙動の一部が明らかとなった。これらの低温 R-12 試気体に関する衝撃波のデータは全結果に対して国内外共に他の報告例が全くないものである。

謝 辞

本研究の遂行に際し、本学電気工学科中尾好隆教授と岡和喜男技官には共同利用設備イメージコンバータ (IMACON-790) の使用に対し多大な御配慮と御指導をいただいた。また本学卒業生阿部順一氏 (富士電機株式会社) と高橋英樹氏 (新日本製鉄株式会社) および本学元技官山崎昭弘氏には多大な御助力と御助言をいただいた。ここに記し深く感謝申し上げる。

(昭和61年5月21日 受理)

参考文献

- 1) 低温工学協会編, 低温工学ハンドブック, 内田老鶴圃新社 (1982)
- 2) 藤川, 赤松, 昭和56年度衝撃工学シンポジウム講演論文集, 宇宙科学研究所 (1981), pp. 61-70.
- 3) G. Dettleff, P.A. Thompson, G.E.A. Meier, and H. Speckmann, J. Fluid. Mech., Vol. 95, No. 2 (1979), pp. 279-304.
- 4) H.W. Liepmann, J. Cummings, and V.C. Rupert, Phys. of Fluids, Vol. 16, No. 2 (1973), pp. 332-333.
- 5) J.C. Cummings, J. Fluid Mech., Vol. 75, No. 2 (1976), pp. 37-383.
- 6) 小口, 船曳, 佐藤, 前野, 東大宇宙航空研究所報告, 第14巻, 第2号 (B) (1978), pp. 809-829.
- 7) D.R. White, J. Fluid Mech., Vol. 16 (1958), pp. 585-599.
- 8) 織笠晋, 無隔膜衝撃波実験装置に関する研究, 昭和57年度室蘭工業大学学士論文.
- 9) 高橋, 阿部, 無隔膜衝撃波管による常温以下の気体中での衝撃波実験, 昭和60年度室蘭工業大学学士論文.
- 10) 生井, 松尾, 衝撃波の力学, コロナ社 (1983).

常温以下の気体中の衝撃波伝播と R-12 液中の蒸気泡崩壊に関する実験

- 11) 倉谷, 土屋, 衝撃波の化学物理, 裳華堂 (1968).
- 12) 生井, 松尾, 圧縮性流体の力学, 理工社 (1980).
- 13) 前野, 織笠, 山崎, 花岡, 日本機械学会論文集, 51 巻, 462 号 B, (昭和60年), pp. 688-692.
- 14) 鈴木, 蛸島, 無隔膜衝撃波管による常温以下の気体中での衝撃波実験, 昭和59年度室蘭工業大学学士論文.
- 15) 浅沼, 流れの可視化ハンドブック, 朝倉書店, p. 328.
- 16) K. Maeno, Mem. Muroran Inst. Tech. (Science & Engng.), Vol. 35 (1985), pp. 81-93.
- 17) 前野, 昭和60年度衝撃工学シンポジウム講演論文集, 宇宙科学研究所 (1985), pp. 17-20.

放電混合型 CO₂ 高速気流 レーザーに関する研究 (第 1 報 : CO₂ レーザーの理論的基礎と超音速流の応用実験)

前 野 一 夫・広 瀬 学・花 岡 裕

An Investigation on Electric Discharge Type CO₂ Mixing Supersonic Flow Laser (1st Report : Theoretical Basis of CO₂ Supersonic Laser and Applicational Experiment of Supersonic Flow CO₂ EDL)

Kazuo MAENO, Manabu HIROSE, and Yutaka HANAOKA

Abstract

CO₂ laser is widely investigated for the applications of material processing, isotope separation and so forth. The feature of this laser is its high efficiency and high power. For the power source of laser propulsion or nuclear fusion in the future, however, higher efficiency and larger power should be required. Gasdynamic laser (GDL) is one of the wellknown high power instruments, but the efficiency is much lower than that of electric discharge laser (EDL). The efficiency is greatly improved if flow mixing type is chosen in CO₂ EDL. It is necessary, on the other hand, to input a great deal of electric energy into the upper laser level of CO₂ and to have large mass flux in cavity. This report deals with experimental and analytical research to clarify the fundamental characteristics of CO₂ supersonic flow mixing EDL. A system of equations for CO₂ EDL of high velocity are derived. Furthermore, parameters of supersonic flow and glow discharge in supersonic N₂ are measured. The dependence of small signal gain coefficient on stagnation pressure ratio, input power, active flow length in cavity is observed. The possibility of this CO₂ mixing laser is assured.

1. ま え が き

レーザー (LASER) とは Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation を表わしている。1960年のメイマンによる発振確認以来、レーザー開発は目覚ましい進展をしてきた。現在ではルビー、ネオジウム、YAG などの固体レーザー、Ne, Ar, CO₂などの気体レーザーや半導体レーザー、色素レーザーを含め、波長0.1 μm の真空紫外域から 1 mm以上のミリ波領域までの多数の波長のレーザー発振が確認され、また、出力に関しても 1 μW から瞬間的にであれば10¹²W 級の大出力までが報告されている。

レーザーの特徴は単色性 (周波数帯の広がり幅が小さい) とコヒーレンス性 (空間的, 時間的に電界の位相が揃っている) であり, その特徴を生かした次のような用途が研究されている。

- (1) レーザー光の可干渉距離が長い(コヒーレンス性)ことを利用した長距離の高精度測定。
具体的には米国アポロ計画で人間が月面に設置した反射鏡を目標物とする地球と月との距離測定がある。その精度は30cm以下と言われ、大陸の移動などがわかり、地球物理学の分野でこの測定が活用されている¹⁾。
- (2) レーザーの波長位相度の良いことを利用した高密度の情報伝達。例えば光集積回路や光ファイバーを用いた光通信および大型計算機と端末機器の情報伝達などがあげられる。
- (3) 医学的な分野における眼球の網膜剥離、ガン細胞の破壊、レーザーによる血液の凝固作用を利用した出血の少ない手術。
- (4) 高出力レーザーを用いた核融合反応。これは通常型原子炉に替わる将来のエネルギー源として注目され各国で研究が進められている。
- (5) レーザーの単色性を利用したレーザー誘起反応や同位体分離。
- (6) レーザーの持つ指向性と高エネルギー密度を利用した機械加工。レーザーは単色性と平行性にすぐれているため、レンズもしくは鏡による集光が容易である。このため高融点材料やセラミックスの加工も可能である。また非接触加工であり工具摩耗による寸法精度の変化がない、高い機械強度を必要としない、自動化が容易であるなどの利点を持っており、1台のレーザー加工機で穴あけ、切断、溶接、焼入れの機能を持たせることも可能である。

上記の分野のうち、特に(4)、(5)、(6)においては高効率、高出力のレーザーを必要とし、それに対応するものとして現在は主にCO₂レーザーが用いられている。CO₂レーザーは比較的効率が高く(放電型で約20%、量子効率は約40%)、気体レーザーであるので流量増加によりある程度までは比較的簡単に出力を増大させることができる。CO₂レーザーを含めた大出力気体レーザーはa)ガスダイナミック型、b)放電励起型、c)光照射型の3種類に大別することが可能である²⁾。a)のガスダイナミック型は高温、高圧の貯気槽からの急激な断熱膨張と分子振動緩和時間の差によって媒質中に数密度反転(高いエネルギー準位にある分子の数が低いエネルギー準位にある分子の数よりも多い状態)を生成しレーザー発振を得ようとするものであり、媒質の流量を大きくできるため大出力が得られる。従来のCO₂レーザーの大出力化に関する研究は主にこの型式のレーザーに関して行なわれている。b)の放電励起型は主としてグロー放電によって媒質中の上位エネルギー準位を励起するもので、発振効率が高い³⁾。a)、b)のどちらの場合もレーザー気体を予め混合して利用する型式(予混合型)より励起されたN₂ガスとCO₂ガスを混合させる型式(混合型)の方がレーザー発振のための分子振動エネルギーを有効に利用することができる。c)の光照射型は選択的な上位エネルギー準位の励起も可能で、入射光に対する発振レーザー光の変換効率が高く、簡単にレーザー発振が得られ固体レーザーや液体レーザーには良く使用される¹⁾。しかしながら、CO₂レーザーでは放電励起による効率の方が高く、現在のところ宇宙空間での太陽エネルギー利用が考えられるのみで一般には用いられない。

上記 3 種類の方式の比較により、高出力レーザー光を高効率で得るためには放電励起を用いた混合型のレーザー装置が適していると考えてよい。

放電混合型のレーザーに関する研究として、超音速流中での放電を用いた報告は数例あるが、⁴⁾ 超音速流中でのグロー放電振動励起を用いた混合型レーザーに関する報告は現在のところ非常に少ない。本研究は著者らにより現在までに行われた混合型 CO₂ レーザーの研究^{2), 5)} をふまえて、円錐型超音速ノズルによる超音速流の形成と N₂ 超音速流中でのグロー放電振動励起を用いた超音速流混合型 CO₂ レーザーに関する基礎特性を実験的、理論的に解明しようとするものである。本報告では超音速混合型 CO₂ レーザー解析の基礎となる関係諸式の理論的導出を述べ、さらに実験としては主にレーザー光の増幅率とも言える微小信号利得係数（ゲイン）の測定に関して行なう。ゲインの測定は圧力、入力電力、キャビティ内測定位置などをパラメーターとし、自作の小型 CO₂ プロブレーザー光を超音速媒質中に入射してその強度変動を測ることにより行われる。

2. レーザー発振の理論

2.1 数密度反転

いま、一般的な原子または分子の持つエネルギー準位のうち上下 2 準位に着目する。統計熱力学によれば、温度 T での熱力学的平衡状態においては Maxwell-Boltzmann 分布が成り立ち、次式が成立する。

$$\frac{N_2}{g_2} = \frac{N_1}{g_1} \exp \left(-\frac{\epsilon_2 - \epsilon_1}{k_B \cdot T} \right) \quad (2.1)$$

ここで、 N ：原子もしくは分子の数密度 ($1/\text{m}^3$)、 g ：統計的重み（縮退度）、 ϵ ：エネルギー (J)、 k_B ：ボルツマン定数 (J/K) であり添字 2 はエネルギーの高い状態（上位エネルギー準位）、添字 1 はエネルギーの低い状態（下位エネルギー準位）を表わす。上式において平衡状態においては $\epsilon_2 > \epsilon_1$ であるから、明らかに

$$\frac{N_2}{g_2} < \frac{N_1}{g_1} \quad (2.2)$$

が成り立ち、 $g_1 = g_2$ の場合には $N_2 < N_1$ であるので上位エネルギー準位の数密度は下位エネルギー準位の数密度よりも小さいのが通常である。これに対し系への放電や急激な温度変化、光の照射などにより、上位エネルギー準位の数密度が下位エネルギー準位のものよりも大きな状態が形成される場合がある。この状態を数密度反転 (Population Inversion) または負温度状態 ($N_1 > N_2$ の成立には見かけ上 (2.1) 式の温度 T が負であれば良い) と呼び、レーザー発振の必要条件である。この状態では Bohr の振動条件式

$$\epsilon_2 - \epsilon_1 = h\nu \quad [h: \text{プランク定数 (J} \cdot \text{S)}] \quad (2.3)$$

に従って求められる周波数 ν の光が上位準位から下位準位へ誘導輻射遷移する確率が高くなり

レーザー発振と増幅が可能となる。CO₂レーザーの場合、後述する CO₂分子の振動エネルギー準位間の誘導輻射遷移による主発振波長は10.6 μm である。

レーザー光は上述の機構で増幅されるが、その光を出力として取り出すためには「発振」を起こさせる必要がある。そのためにレーザー媒質の両側に反射鏡を置き、媒質中の微弱な自然輻射光を反射鏡系により何度も往復させ、その間に誘導輻射を用い光を増幅させることを行う。この時、一方の反射鏡を半透過鏡とすることによりレーザー光が出力として取り出されることになる。この系全体を共振器といい、レーザー発振のためには上記誘導輻射による増幅率〔これを微小信号利得係数（ゲイン）と呼ぶ〕が共振器によって決まる損失しきい値を超えることが必要である。

2.2 微小信号利得係数（ゲイン）

分子がエネルギー ϵ_2 の状態から ϵ_1 の状態へ遷移する際に光子として放出するエネルギーは $\epsilon_2 - \epsilon_1$ であり、その周波数は前節の Bohr の振動条件式より

$$\nu = \frac{\epsilon_2 - \epsilon_1}{h} \quad (2.4)$$

である。分子は特に外部からエネルギーを与えられなければエネルギーの下位準位、あるいは最も低い基底状態にとどまる確率が高い。しかし、何らかの方法でエネルギーを与えられると量子化された上位励起準位へ遷移する。図 2-1 はこの様な上下 2 準位を示しているが、励起準位から偶発的にある確率で下の準位へ遷移する時に伴う発光を(a)の自然輻射 (Spontaneous Emission) と言う。次に励起準位にある分子に (2.4) 式に相当する波長の光が入射すると、図中(b)のように入射光と同じ位相、同じ偏り、同じ周波数を持った光子を同じ方向に放出することがある。これを誘導輻射 (Stimulated Emission) と言う。これとは逆に、エネルギー ϵ_1 の状態にある分子に式 (2.3) のエネルギー差を持つ光が入射すると図中(c)のように分子はエネルギー ϵ_2 の状態に励起される。これが吸収 (Absorption) である。

平衡状態では前述のように高いエネルギーを持つ準位ほど数密度は小さく、周波数 ν の光に対しては自然輻射や誘導輻射より吸収が支配的である。一方、数密度反転が形成された媒質中では吸収や自然輻射よりも誘導輻射が支配的となり、周波数 ν の光は増幅される。この時の光の増幅は次の関係式で表わされる。(図 2-2 参照)

$$I' = I + dI = I \exp(G \cdot x) \quad (2.5)$$

ここで、G：微小信号利得係数 [ゲイン (1/m)]、x：光が媒質中を通過した距離 (m)、I：媒質通過前の光の輻射強度 (W/cm²)、I'：媒質通過後の光の輻射強度である。

CO₂レーザーの主発振波長 (10.6 μm) に対する微小信号利得係数は量子力学的な関係から、次のように求められる。⁶⁾

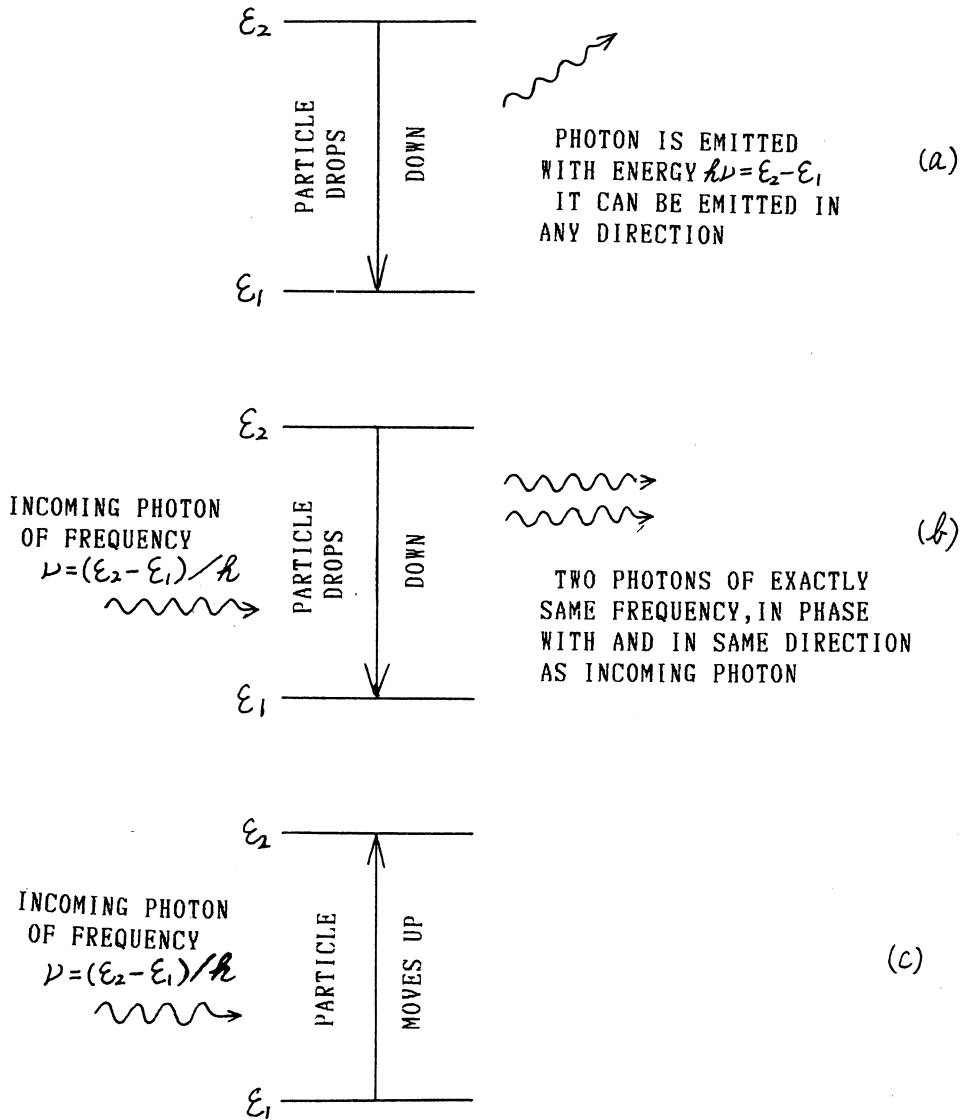


図 2-1 励起準位と光の相互作用

$$G = \frac{\lambda^2}{4\pi\tau Z} (N_{001} - N_{100}) \left(\frac{45.6}{T} \right) \exp \left(-\frac{234}{T} \right) \quad (2.6)$$

ここで、 λ : CO₂レーザーの主発振波長10.6 μm , τ : 自然輻射寿命5.38sec, Z : 分子衝突頻度 (1/s), N_{001} と N_{100} : CO₂レーザーの上位と下位準位の数密度 (1/m³) である。上式において $N_{001} > N_{100}$ のときゲインは正となり、理論的にレーザー発振が可能となることがわかる。

2.3 CO₂レーザーにおける数密度反転の形成

CO₂レーザーでは分子振動エネルギーがレーザー発振に関係する。CO₂分子は3原子分子であり、その振動状態は図2-3に示すような3個の基本振動モードから成立する。すなわち対称伸張モード ν_1 、曲げ振動モード ν_2 、非対称伸張

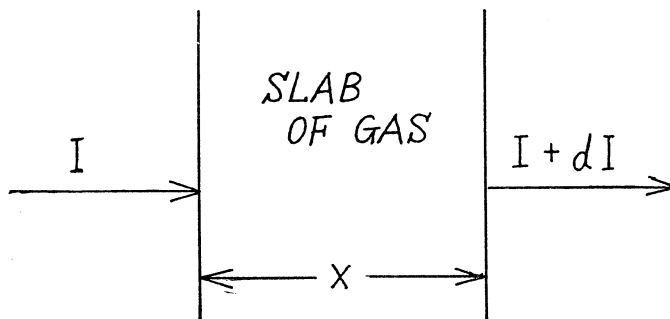


図 2-2 光 の 増 幅

モード ν_3 である。また、CO₂分子へのエネルギー供給体となる N₂分子は2原子分子であり、軸対称伸張モード ν_N のみを有する。これらの振動エネルギーは図2-4のように量子化され階段状のエネルギー準位を持つ。図の縦軸はエネルギーをプランク定数 h と光速 c の積で割った波数 ω (cm⁻¹, カイザー) である。CO₂各振動モードのエネルギー準位は CO₂(ν_1, ν_2, ν_3) と表わされる。ただし ν は振動量子数を、添字 1, 2, 3 は各々 CO₂ の ν_1, ν_2, ν_3 基本振動モードを表わす。CO₂レーザーの主発振波長 10.6 μm に関係する上位と下位のエネルギー準位は CO₂(001) と CO₂(100) であり、両準位間の輻射遷移によって 10.6 μm 赤外光が発振される。他の準位間の輻射遷移としては CO₂(001) と CO₂(020) 間, CO₂(010) と CO₂(020) 間が知られる。前者は 9.4 μm の赤外光を得られるが、その強度は 10.6 μm に比較して 1/10 以下であるので通常は無視される。後者は 16.1 μm のレーザー光発振が可能で同位分離への応用面から注目されている。

放電励起型の CO₂レーザーにおける数密度反転は次のようにして形成される。CO₂分子は放電による放出電子との衝突によって上記3基本振動モードの持つ様々な振動準位へ励起される。放電時には ν_1, ν_2 モードへの励起よりも ν_3 モードへの励起がおこりやすく、上位準位の数密度 N_{001} が増加し数密度反転が形成される。しかし放電によって下位準位の数密度 N_{100} も同時に増加するため、強い数密度反転は得られない。そのため一般的には下位準位の数密度を減少させるために失活第3体として He や H₂O を混合する。失活第3体としての He や H₂O は CO₂ との衝突により下位準位の振動エネルギーを吸収し、失活（分子の振動エネルギー準位を基底準位へ落とすこと）させる役割を持つ。通常の CO₂レーザーは強い数密度反転の形成のために N₂ を加えるが、N₂ の振動モードは CO₂ の ν_3 振動モードと近共鳴状態（エネルギー準位間のエネルギー差が極めて小さく準位間の遷移が起こりやすい状態）にあり、両モード間のエネルギー移動が非常に速い（振動エネルギーのポンピング作用）。さらに CO₂ よりも N₂ の方が放電による励起効率が高いので、N₂ の混合により数密度反転の形成を補助することとなる。

CO₂ガスダイナミックレーザー (CO₂ Gasdynamic Laser, GDL) は CO₂-N₂ (+He or H₂O) 系の断

熱超音速膨張流による急激な温度変化を利用して数密度反転を形成するものである。CO₂ GDL においては、まず貯気槽内のレーザーガスを燃焼、放電、衝撃波などの方法により高温、高圧とし、並進、回転、振動の全エネルギー準位を励起する。次に超音速ノズルにより気体を断熱急膨張させ、並進温度を急激に減少させる。この時、CO₂、N₂ 分子の振動モードは並進や回転のモードよりも平衡状態への緩和時間が相対的に長いいため振動非平衡流が形成される。なかでも N₂ 分子振動モードの緩和時間は最も長く、振動エネルギー緩和は特に遅いので、N₂ 分子と近共鳴状態にある CO₂ の ν_3 振動モードも流れ中の非平衡度が強くなる。一方、CO₂ の ν_1 、 ν_2 振動モード間には Fermi 共鳴のために非常に速いエネルギー移動が行なわれ、 ν_1 と ν_2 振動モードは熱力学的平衡状態にあると見なすことができる（局所平衡）。さらに、He、H₂O などの ν_2 振動モードのエネルギー緩和を助ける失活第3体の存在もあり、 ν_1 振動モードは比較的速く平衡状態に近づくことになる。つまり、下位準位の数密度 N_{100} は比較的速く減少する。この緩和時間の差によって数密度反転が形成される。

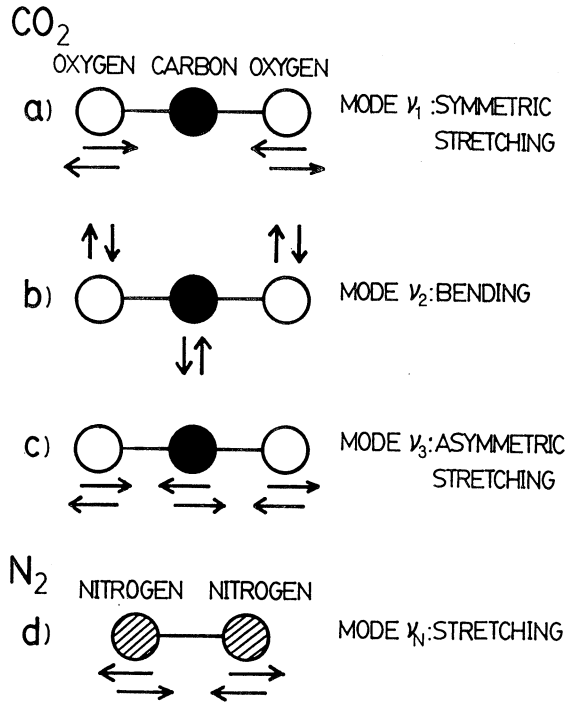


図 2-3 CO₂, N₂ 分子の振動モード

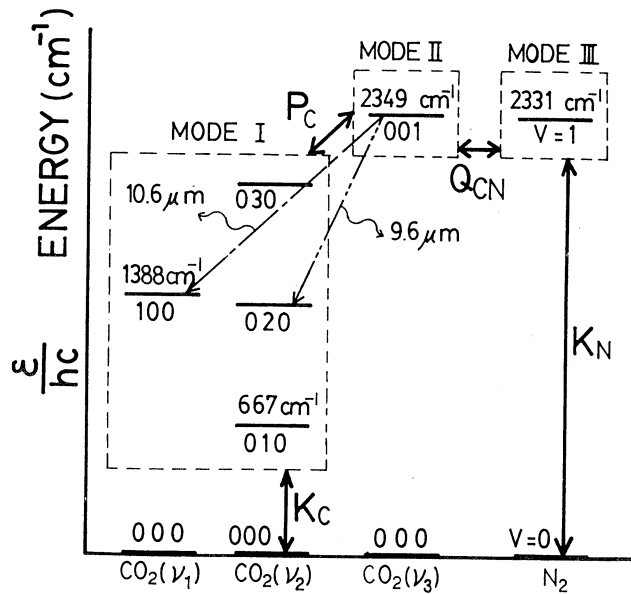


図 2-4 CO₂, N₂ 分子の振動エネルギー準位

2.4 放電混合型 CO₂高速気流レーザーの特徴

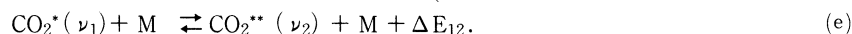
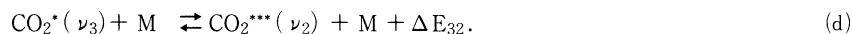
本研究により開発された放電混合型 CO₂高速気流（超音速流）レーザーでは、前節の議論に基づきまず N₂超音速流中でグロー放電を形成し N₂分子を放電振動励起する。そして別のノズルによる CO₂超音速流と混合させることによって、N₂の ν_N 振動モードと CO₂の ν_3 振動モード間に共鳴衝突遷移によるエネルギー移動を行い、上位準位である CO₂の ν_3 振動モードの数密度を選択的に増加させて数密度反転を形成しようとするものである。この形式のレーザーは以下のような特徴を有する。

- 1) 貯気槽内温度を常温程度に設定できるので、特別な高温に耐え得る材料を使用する必要がない。
- 2) 気体を超音速ノズルで断熱急膨張させるため並進温度を非常に低く保持できて下位準位のエネルギーを失活させやすい。また、超音速流であるので大質量流量を達成することができる。
- 3) 超音速流中でグロー放電振動励起を行うので気体が放電区間を通過する時間が非常に短く、放電に対する熱的不安定が生じにくい。
- 4) 電子エネルギー（放電電力）が N₂の振動エネルギーに変換される割合の高いグロー放電振動励起を用いているので高効率が期待できる。また、入力エネルギーが電気という入手容易な形であり実用的である。
- 5) 振動励起した N₂分子と CO₂分子を衝突させ、共鳴衝突遷移によって CO₂分子を振動励起させるため上位レーザー準位を選択的に励起でき、下位準位を同時に励起することがないため予混合型のレーザーと比較して強い数密度反転を得ることが可能である。

2.5 分子振動緩和に関する理論

A. 分子振動緩和のモデル

CO₂レーザーで用いられる CO₂—N₂系の混合気体においては、理論的にあらゆる遷移過程が考えられるが、レーザーの発振に関しては一般に次に示す基本過程を用いて表わされる。



ここで、 $\Delta E_2 = h\nu_2$, $\Delta E_N = h\nu_N$, $\Delta E_{3N} = h\nu_3 - h\nu_N$, $\Delta E_{32} = h\nu_3 - 3h\nu_2$, $\Delta E_{12} = h\nu_1 - 2h\nu_2$ であり、 ν_1 は1次振動モードの振動数、Mは衝突第3体 (M=CO₂, N₂, He, H₂O etc.), 添字*は振動モード内の励起状態を表わし、*の数はその振動モード内の振動量子数を表わす。

式(a)と(b)で表わされる過程は CO₂(010) と N₂ 分子の振動エネルギーを並進および回転のエネルギーへ交換する過程であるので T-V (Translational-Vibrational) 遷移過程と呼ばれている。式(c)は CO₂(001) 準位の分子が基底準位にある N₂ 分子と衝突、失活遷移して相手の N₂ 分子が N₂(1) 準位へ励起される過程を表わし、CO₂-N₂ 分子間 V-V (Vibrational-Vibrational) 遷移過程と呼ばれる。両準位間のエネルギー差は小さく、遷移が起こる頻度も高く、エネルギー交換の速度は速い (共鳴遷移過程)。式(d)は CO₂(001) が粒子 M と衝突して CO₂(030) 準位へ遷移してエネルギー ΔE_{32} を放出する過程を表わし、式(e)は CO₂(100) が粒子 M と衝突して CO₂(020) 準位へ遷移する過程を示している。式(e)の過程は Fermi 共鳴と呼ばれ、エネルギー遷移が速いことが知られている。この 2 つの遷移過程は分子内 V-V 遷移過程と呼ばれている。以上の CO₂-N₂ 系衝突遷移過程に基き次のような仮定がなされる。

- 1) CO₂(001) 準位と N₂(1) 準位は近共鳴状態にあるが、分子の種類が違うこととレーザー発振状態では誘導輻射遷移過程が CO₂(001) 準位の数密度の変化を支配するので、これら 2 つのモードは異なる振動モードとして扱う。
- 2) 前述の Fermi 共鳴の存在を考え、 ν_1 と ν_2 モード間に熱力学的平衡状態が成立し、局所ボルツマン分布が成立すると仮定し、両モード内のエネルギー状態を 1 つの振動温度 T_{12} で表わす。
- 3) 以上のことより、CO₂-N₂ 分子振動系を次の 3 個の振動モードに大別し、各モード間の振動エネルギー移動により全体系の振動エネルギー変化が記述されるとする (三振動モードモデル)。

MODE I : CO₂ の ν_1 と ν_2 モードを 1 つのブロックとしたモード (振動温度 T_{12})

MODE II : CO₂ の ν_3 モード (振動温度 T_3)

MODE III : N₂ の振動モード (振動温度 T_N)

上記の仮定に基づき、CO₂-N₂ 系混合気中の振動エネルギー変化を記述する振動緩和方程式が導かれる。

B. 振動緩和方程式

前節の三振動モードモデルに基づき、各振動モードのエネルギー変化を記述する振動緩和方程式は以下になる²⁾。

$$\dot{q}_{12} = \frac{de_{12}^v}{dt} = -\Delta e_2^v + \frac{3\theta_2}{\theta_3} \cdot \Delta e_{32}^v, \quad (2.7)$$

$$\dot{q}_3 = \frac{de_3^v}{dt} = -\Delta e_{32}^v + \Delta e_{3N}^v, \quad (2.8)$$

$$\dot{q}_N = \frac{de_N}{dt} = -\Delta e_N^v - \frac{C_C \theta_N}{C_N \theta_3} \Delta e_{3N}^v, \quad (2.9)$$

$$\Delta e_2^v = 2 K_C \left\{ e_2^v - \frac{R_C \theta_2}{\exp(\theta_2/T) - 1} \right\}, \quad (2.10)$$

$$\Delta e_N^v = K_N \left\{ e_N^v - \frac{R_N \theta_N}{\exp(\theta_N/T) - 1} \right\}, \quad (2.11)$$

$$\Delta e_{32}^v = 2 P_C \left[\left(\frac{e_2^v}{R_C \theta_2} + 1 \right)^3 e_3^v - (e_3^v + R_C \theta_3) \left(\frac{e_2^v}{R_C \theta_2} \right)^3 \exp \left(\frac{3\theta_2 - \theta_3}{T} \right) \right], \quad (2.12)$$

$$\Delta e_{3N}^v = Q_{CN} \left[(e_3^v + R_C \theta_3) \frac{e_N^v}{R_N \theta_N} \exp \left(\frac{\theta_N - \theta_3}{T} \right) - \left(\frac{e_N^v}{R_N \theta_N} + 1 \right) e_3^v \right], \quad (2.13)$$

$$e_{12}^v = e_2^v + 2 e_2^v, \quad (2.14)$$

ここで、 \dot{q} ：各モードの振動エネルギーの生成項 (J/Kgs), e_l^v ： l モードの振動エネルギー (J/kg), R_j , C_j ： j 種気体のガス定数 (J/kg) と質量分率, θ_l ： l モードの振動特性温度 (K), K_C , K_N , Q_{CN} , P_C ：振動緩和定数である。 l 振動モードの振動エネルギーは局所ボルツマン分布の仮定により振動温度 T_l を用いて次のように示される。⁶⁾

$$e_l^v = \frac{R_j \theta_l}{\exp(\theta_l/T_l) - 1} \quad (2.15)$$

CO₂レーザーの解析では以上のような緩和方程式や流体力学的方程式、光の増幅方程式などを連立させて数値的に解く。この時、局所平衡下の異モード (ν_1 , ν_2 モード) 各々の振動エネルギーを各時間ステップで求める必要が生じる。これは通常では代数的に求めることが不可能であり、ニュートン法などによる繰り返し計算を必要とし、多くの時間を費してしまう。そこで e_2^v が直接求められる形に (2.7) 式の変形を試みる。

いま、各モードの振動エネルギーは振動温度のみの関数として書かれるので以下となる。

$$\frac{de_{12}^v}{de_2^v} = \frac{de_{12}^v}{dT_{12}} \frac{dT_{12}}{de_2^v} = \frac{de_{12}^v}{dT_{12}} / \frac{de_2^v}{dT_{12}}, \quad (2.16)$$

$$\frac{de_2^v}{dT_{12}} = \frac{\exp(\theta_2/T_{12})}{(T_{12}/\theta_2)^2 \{ \exp(\theta_1/T_{12}) - 1 \}} R_C, \quad (2.17)$$

また、(2.14), (2.15), (2.16) 式より、

$$\begin{aligned} \frac{de_{12}^v}{de_2^v} &= \frac{\exp(\theta_1/T_{12})}{(T_{12}/\theta_1)^2 \{ \exp(\theta_1/T_{12}) - 1 \}^2} \cdot \frac{(T_{12}/\theta_2)^2 \{ \exp(\theta_2/T_{12}) - 1 \}^2}{\exp(\theta_2/T_{12})} + 2 \\ &= \frac{(e_1^v)^2 \exp(\theta_1/T_{12})}{(e_2^v)^2 \exp(\theta_2/T_{12})} + 2 = \frac{(e_1^v) \frac{e_1^v + R_C \theta_1}{e_1^v}}{(e_2^v) \frac{e_2^v + R_C \theta_2}{e_2^v}} + 2 = \frac{e_1^v(e_1^v + R_C \theta_1)}{e_2^v(e_2^v + R_C \theta_2)} + 2. \end{aligned} \quad (2.18)$$

(2.18) 式を (2.7) 式の両辺に乗じると以下の振動エネルギー表示型の緩和方程式を得る。

$$\dot{q}_2 = \frac{de_2^v}{de_{12}^v} \cdot \frac{de_{12}^v}{dt} = \left\{ \frac{e_1^v(e_1^v + R_C \theta_1)}{e_2^v(e_2^v + R_C \theta_2)} + 2 \right\}^{-1} \left(-\Delta e_2^v + \frac{3\theta_3}{\theta_3} \Delta e_{32}^v \right). \quad (2.19)$$

上式を用いれば各計算ステップにおいて e_v^2 が求まり、計算時間が短縮される。⁷⁾

C. 振動緩和定数

前述の振動緩和方程式系に使用される振動緩和定数 K_C, K_N, P_C, Q_{CN} は振動緩和時間 τ の逆数に対応する。一般に混合気体中の緩和定数は平行抵抗則 (Parallel Resistance Rule) により求めることができ、本研究の CO₂-N₂-He 系混合気体に対する緩和定数は次式で表わされると仮定する。

$$K_C = X_N K_{C-N} + X_C K_{C-C} + X_H K_{C-H}, \quad (2.20)$$

$$K_N = X_H K_{N-H}, \quad (2.21)$$

$$Q_{CN} = X_N Q_{N-C}, \quad (2.22)$$

$$P_C = X_N P_{C-N} + X_C P_{C-C} + X_H P_{C-H}, \quad (2.23)$$

ここで、 X_j : j 種気体のモル分率 ($j = \text{CO}_2, \text{N}_2, \text{He}$), $K_{i-j}, Q_{i-j}, P_{i-j}$: i 種と j 種気体分子の衝突による緩和定数 (1/s) であり、

$$\left. \begin{aligned} K_{C-N} &= \frac{1}{\tau_{2N}}, & K_{C-C} &= \frac{1}{\tau_{2C}}, & K_{C-H} &= \frac{1}{\tau_{2H}}, & K_{N-H} &= \frac{1}{\tau_{NH}}, & Q_{N-C} &= \frac{1}{\tau_{NC}}, \\ P_{C-N} &= \frac{1}{\tau_{3N}}, & P_{C-C} &= \frac{1}{\tau_{3C}}, & P_{C-H} &= \frac{1}{\tau_{3H}}. \end{aligned} \right\} \quad (2.24)$$

これらの緩和時間は文献(8)に示されたデータを最小自乗近似することにより得られている²⁾。ただし、常温以下の範囲のデータは常温付近のデータを一次外挿して求める。

2.6 振動平衡流

振動平衡流は CO₂ レーザーを解析するにあたり亜音速流部で成立すると仮定される。分子の振動エネルギーを考慮したよどみ点エンタルピーは一般的に次式で与えられることが統計熱力学により知られている。

$$H = C_p T + \sum_l C_l e_l^{ve} + \frac{u^2}{2} = C_p T_0 + \sum_l C_l e_l^{ve}, \quad (2.25)$$

ただし、

$$e_l^{ve} = \frac{g_l R_l \theta_l}{\exp(\theta_l/T) - 1} \quad (2.26)$$

ここで、 C_p : 定圧比熱, (J/kg K), u : 流速 (m/s) であり, g_l, θ_l : l 振動モードの縮退度, 振動特性温度 (K), 添字 e, o は各々振動平衡状態, よどみ点状態を表わし, e_l^{ve} は縮退度を考慮した l モードの平衡振動エネルギー (J/kg) である。

上式の C_p は本解析の CO₂-N₂-He 系混合気体に対しては次のように示される。

$$C_p = \left\{ \frac{8}{2} X_C + \frac{7}{2} X_N + \frac{5}{2} X_H \right\} R. \quad (2.27)$$

また定常流に対する質量流量は次式から求められる。

$$Q = \rho u A = \rho^* a^* A^* , \quad (2.28)$$

ここで、 Q ：質量流量 (kg/s), a ：音速 (m/s), ρ ：密度 (kg/m³), A ：流路断面積 (m²) であり、添字 * はノズルスロート部の値を示す。

(2.28) 式を (2.25) 式に代入すると次式が得られる。

$$H = C_p T + \sum_j C_j e_i^{ve} + \frac{a^{*2}}{2} \left(\frac{\rho^* A^*}{\rho A} \right)^2 . \quad (2.29)$$

振動平衡流中の比熱比 γ は次式で表わされる。 C_v は定容比熱である。

$$\gamma = \frac{C_p + \sum_j C_j \frac{de_i^{ve}}{dT}}{C_v + \sum_j C_j \frac{de_i^{ve}}{dT}} \quad (2.30)$$

一方 (2.26) 式を T で微分すると、

$$\frac{de_i^{ve}}{dT} = \frac{g_i R_j \exp(\theta_i/T)(\theta_i/T)^2}{\{\exp(\theta_i/T) - 1\}^2} \quad (2.31)$$

なる関係式が求められるから γ は次式のようにになる。

$$\gamma = \frac{C_p + \sum_j [C_j g_i R_j \frac{\exp(\theta_i/T)(\theta_i/T)^2}{\{\exp(\theta_i/T) - 1\}^2}]}{C_v + \sum_j [C_j g_i R_j \frac{\exp(\theta_i/T)(\theta_i/T)^2}{\{\exp(\theta_i/T) - 1\}^2}]} \quad (2.32)$$

よどみ点エンタルピー H をスロートにおける諸量で表わせば次式のようにになる。

$$H = C_p T^* + \sum_j C_j e_i^{ve*} + \frac{\gamma^* R T^*}{2} \quad (2.33)$$

熱力学第一法則と気体が完全ガスの状態方程式を満足すると仮定すると圧力と温度の関係式は次のように表わされる。

$$\frac{p}{p_0} = \left(\frac{T}{T_0} \right)^{\frac{C_p}{R}} \pi \left[\exp \left\{ \frac{X_j}{R_j} \left(\frac{e_i^{ve}}{T} - \frac{e_{i0}^{ve}}{T_0} \right) \right\} \left(\frac{e_i^{ve} + g_i R_j \theta_i}{e_{i0}^{ve} + g_i R_j \theta_i} \right)^{x_j g_i} \right] \quad (2.34)$$

2.7 放電振動励起に関する理論

A. 気体放電の基本形態

気体放電は自続放電と非自続放電に大別される。非自続放電は放電電流 I が外的に供給される荷電粒子量に依存する状態で、両極間の電流密度は小さく気体励起用には適さない。自続放電は外的荷電粒子供給を断っても放電電流が通じている状態であり、電子と気体粒子の衝突による電子生成と消滅の過程がつり合っており、グロー放電が代表的な放電形態である。特定気体中のグロー放電に対しては電子生成消滅速さを決定する重要なパラメータ E/N (電界と気体粒子数密度の比) が一定となることが知られている。

気体分子の振動励起に最適な放電形態は正規グロー放電と呼ばれ、この時放電気体は弱電離プラズマの状態にある。この状態で電流が増加すると陰極面上で電流密度一定のまま放電面積が増

大し、さらに電流が増加すると放電は異状グロー放電を経てアーク放電へ移行する。アーク放電では強電離プラズマが形成され、放電エネルギーが分子の解離などに使われてしまい分子振動励起には適さない。つまり本研究ではグロー放電を維持しながら放電電力を超音速流中で増加させることがひとつの目標となる。

図 2-5 はグロー放電における電位、電界、電子電流密度の極間方向分布である。陰極暗部では諸量の勾配が大きく、特に電位降下量は陰極降下電圧 V_{CF} と呼ばれ接触抵抗に相当し、放電部材質や面積、放電気体によって決まり分子振動励起には関係しない。陰極暗部以外では電界や電子電流密度がほぼ一定となる。

グロー放電に対する不安定性として、局所的温度上昇による熱的不安定性と電子数釣り合いによる付着不安定性が存在する。前者の熱的不安定性を減少させる手段としては、熱伝導率の大きな気体を添加することや強制対流冷却法が考えられる。本研究では N₂ を超音速流とするため不安定性効果が期待できる。後者の擾乱として電子数密度増加による電子温度の減少に伴い、電離過程、再結合過程、電子付着過程、および電子分離過程の間の速度バランスが壊れ、電子消滅速度の総和としての減少が電離速度の減少より激しい場合は不安定となる。

気体の自続放電では上述の機構により安定作動領域は制限され、レーザー励起手段としての最適放電領域とは異なることが多い。この欠点を克服する方法として電子ビームによる電離、予備電離を利用するもの、無声放電 (SD) や SAGE⁹⁾ が考えられる。

B. 放電振動励起の基礎

通常の予混合型放電励起 CO₂ レーザーの場合の励起機構は次のように説明される。一般的に使用される CO₂-N₂-He 混合気体中のグロー放電陽光柱内で 1 個の電子が持つエネルギーは平均し

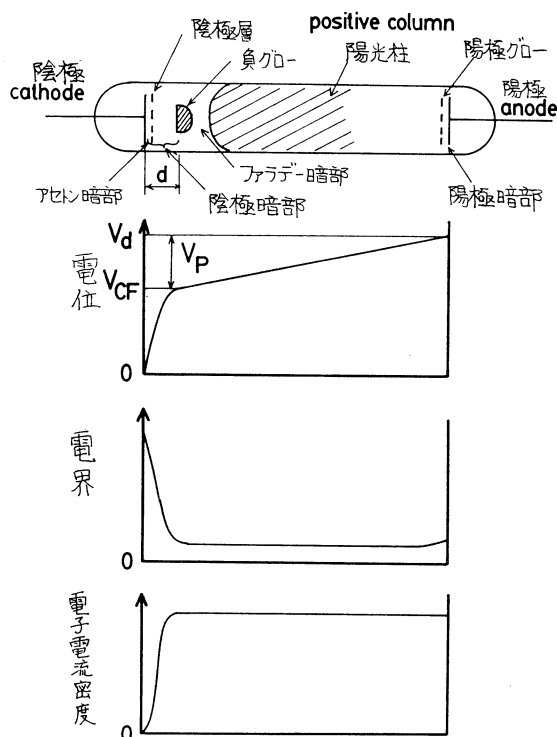


図 2-5 グロー放電における諸量の軸方向分布

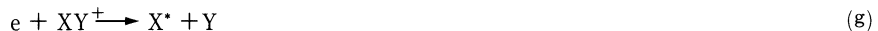
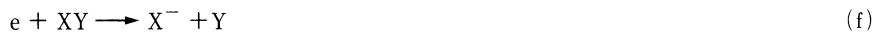
て数 eV であり, この電子エネルギー範囲では N_2 や CO_2 分子は大きな振動励起衝突断面積を持つ。このため N_2 や CO_2 は陽光柱内で電子衝突により効率良く振動励起される。振動励起は N_2 の ν_N モード, CO_2 の ν_1 , ν_2 , ν_3 モードの全モードに対してなされるが, 失活第三体の He により ν_2 モードの振動エネルギーは速く緩和する。従って上位準位 $CO_2(001)$ と下位準位 $CO_2(100)$ との間に数密度反転が形成される。レーザーの大出力化のためには ν_N または ν_3 モードに効率良くエネルギーを供給し, 下位準位の ν_2 モードの数密度を減少させることが必要であり, 気体の並進温度は低い方が望ましい。そのためレーザー気体の混合比の調整, 気体の強制対流冷却, 電離電圧の低い気体の添加, 予備電離による E/N の低下など, 放電の安定化と放電気体中の電界の最適化について現在まで多数の研究がなされている。

上記の予混合型レーザーに対し, CO_2 - N_2 混合型レーザーでは N_2 の放電振動励起後に混合と共鳴衝突遷移により $CO_2(001)$ へ振動エネルギーを供給するため上位準位を選択的に励起できるので結果として強い数密度反転を形成することが可能となる。

C. 電子衝突の素過程と電子の分布関数

気体中の放電では電子と気体粒子 (分子や原子) との衝突過程として弾性・非弾性衝突過程などが考えられる。弾性衝突過程は衝突前後で運動量と運動エネルギーの和が保存される過程で, 非弾性過程は電子の運動エネルギーの一部が他形態のエネルギーに変換される過程である。

電子と気体粒子 (中性粒子を含む) の非弾性衝突過程として以下のものが考えられる。



ここで X, Y は気体粒子, 上添字 $*$, $+$, $-$ は各々励起状態, 正イオン, 負イオンを表す。式(a)と(b)は電子衝突による気体粒子の励起過程, 式(c)は電子と励起粒子との衝突により励起粒子が基底状態へ遷移する過程で超弾性衝突過程と呼ぶ。式(d)と(e)は気体粒子の電離過程, 式(f)は衝突により気体分子が解離し, 一方の粒子が負イオンとなる過程 (解離付着過程), 式(g)は電子衝突により正電荷を帯びた分子が解離して 1 個の励起粒子と 1 個の基底状態粒子となる過程 (解離再結合過程), 式(h)は気体分子の解離過程を表している。

いま静止した気体粒子と 1 個の速度 v の電子が i 種の衝突過程を起こす頻度 $\nu_i(v)$ は次式で得

られる。

$$\nu_i(v) = N_i Q_i(v) v, \quad (2.35)$$

ここで N_i は i 種の電子衝突過程に関係する気体粒子数密度 ($1/\text{m}^3$), $Q_i(v)$ は i 種衝突断面積 (m^2) である。低圧 (数 Torr) での自続放電中では気体粒子の熱速度は電子の平均熱速度に較べ 10^{-3} 程度と遅く無視することができる。放電気体中には様々な速度を持った電子が存在するが、速度 v を持つ電子数分布は速度分布関数 f により表され、 i 種の衝突過程が起こる正味の頻度は次式で与えられる。

$$\nu_i = N_i \int_0^\infty Q_i(v) v f(\mathbf{r}, \mathbf{v}, t) d^3v \quad (2.36)$$

ここで $f(\mathbf{r}, \mathbf{v}, t)$ は電子速度分布関数 (s^3/m^6), \mathbf{r} は位置ベクトル, \mathbf{v} は速度ベクトルである。分布関数は電子数密度 n_e と次のように関係づけられる。

$$\int_0^\infty f(\mathbf{r}, \mathbf{v}, t) d^3v = n_e(\mathbf{r}, t). \quad (2.37)$$

いわゆる平衡状態の分布関数は速度空間において等方的で、この時は電子の速さ分布関数が決定できる。球座標を用いて電子数密度を記述すると、

$$\begin{aligned} n_e(\mathbf{r}, t) &= \int_0^\infty \int_0^{2\pi} \int_0^\pi f(\mathbf{r}, \mathbf{v}, t) v^2 \sin \theta d\theta d\phi dv \\ &= \int_0^\infty 4\pi v^2 f(\mathbf{r}, \mathbf{v}, t) dv \\ &= \int_0^\infty f(\mathbf{r}, v, t) dv \end{aligned} \quad (2.38)$$

となる。ゆえに電子に対する速さの分布関数 $f(\mathbf{r}, v, t)$ は

$$f(\mathbf{r}, v, t) = 4\pi v^2 f(\mathbf{r}, \mathbf{v}, t) \quad (2.39)$$

であり、分布が空間的に一様で定常状態であれば次式となる。

$$f(v) = 4\pi v^2 f(v). \quad (2.40)$$

上記の議論と同様に電子のエネルギー分布関数 $f(\epsilon)$ は電子のエネルギー ϵ によって次のように表現される。

$$n_e = \int_0^\infty f(\epsilon) d\epsilon. \quad (2.41)$$

弾性衝突過程に比べて非弾性衝突過程が無視できる場合の電子エネルギー分布は Maxwell 分布に従うが、大出力、高効率レーザーには強い放電励起が必要であり電子エネルギー分布が Maxwell 分布から外れる可能性がある。この場合の正確なエネルギー分布関数はボルツマン (Boltzmann) 方程式を解くことで求められる。

D. 電子のボルツマン方程式

ボルツマン方程式は物理空間、速度空間を含めた 6 次元位相空間における連続の式であり外力ベクトルを \mathbf{F} 、衝突項を S として次の形で表現される。

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \Delta_{\mathbf{r}} f + \frac{\mathbf{F}}{m_e} \cdot \Delta_{\mathbf{v}} f = S = \left(\frac{\partial f}{\partial t} \right)_{\text{collision}} \quad (2.42)$$

上式を電界中の定常、一様な電子の分布に適用し変形すると、最終的に次式を得る。

$$\begin{aligned} & \frac{1}{3} \left(\frac{E_z}{N} \right)^2 \frac{d}{d\epsilon} \left(\frac{\epsilon}{Q_{m_1}} \cdot \frac{\partial f}{\partial \epsilon} \right) + \frac{2m_e}{M} \frac{d}{d\epsilon} (\epsilon^2 Q_{m_2} f) + \frac{2m_e k_B T}{Me} \frac{d}{d\epsilon} \left(\epsilon^2 Q_{m_2} \frac{df}{d\epsilon} \right) \\ & + \sum_j (\epsilon + \epsilon_j) f(\epsilon + \epsilon_j) \phi_j Q_j (\epsilon + \epsilon_j) - \epsilon f(\epsilon) \sum_j \phi_j Q_j (\epsilon) + \sum_j (\epsilon - \epsilon_j) f(\epsilon - \epsilon_j) \phi_j Q_j (\epsilon - \epsilon_j) \\ & - \epsilon f(\epsilon) \sum_j \phi_{-j} Q_{-j} (\epsilon) = 0 \quad (2.43) \end{aligned}$$

ここで Q_j , Q_{-j} は j 種の非弾性衝突過程と超弾性衝突過程の電子衝突断面積 (m^2)、 ϵ_j は 1 回の j 種非弾性衝突により電子が失うエネルギー (eV)、 ϕ_j , ϕ_{-j} は j 種の非弾性衝突過程と超弾性衝突過程に関係する分子モル分率、 E_z は電界ベクトルの Z 方向成分、 e は電子の電荷 ($1.6021892 \times 10^{-19} \text{C}$)、 k_B はボルツマン定数 ($1.380662 \times 10^{-23} \text{J/K}$)、 M は気体粒子の平均質量 (kg)、 Q_{m_1} は弾性衝突断面積の平均値 (m^2)、 Q_{m_2} は加重平均値 (m^2)、 ϵ と $f(\epsilon)$ は

$$\epsilon = \frac{m_e v^2}{2e}, \quad f(\epsilon) = \frac{4\sqrt{2}\pi}{m_e^{3/2}} f_0(v)$$

である。ただし $f(\epsilon)$ は規格化されており、 ϵ と $\epsilon + d\epsilon$ のエネルギー範囲に存在する電子の割合は $\epsilon^{1/2} f(\epsilon) d\epsilon$ である。

式(2.43)の左辺第 1 項は電界による電子エネルギー利得過程、第 2 項は弾性衝突による電子エネルギー損失過程、第 3 項は低いエネルギーの電子と気体温度に対応した高いエネルギーを持つ僅かな気体粒子との衝突による利得過程、第 4 項は j 種の非弾性衝突過程により $\epsilon + \epsilon_j$ のエネルギーを有する電子が ϵ_j のエネルギーを失う過程、第 5 項は j 種非弾性衝突過程によりエネルギー ϵ の電子が ϵ_j のエネルギーを失う過程、第 6・7 項は基本的に第 4・5 項の逆過程で、超弾性衝突による利得過程である。上式を数値的に解くことにより電子エネルギー分布関数が得られる。

E. 振動励起速度定数と輸送係数

気体放電における様々な電子衝突過程の速度定数や輸送係数は前節(2.43)式を解いて得られる電子エネルギー分布関数を用いて計算される。放電中の i 種の電子衝突過程に対する粒子 1 モルあたりの速度定数 k_i^e ($\text{m}^3/\text{mol}\cdot\text{s}$) は分布関数 $f(\epsilon)$ ($\text{eV}^{-3/2}$) から次式により得る。

$$k_i^e = \left(\frac{2e}{m_e} \right)^{\frac{1}{2}} \int_0^\infty Q_i(\epsilon) \cdot N_A \epsilon f(\epsilon) d\epsilon, \quad (2.44)$$

ここで N_A はアボガドロ数 ($6.022045 \times 10^{23} \text{1/mol}$) である。例えば電子衝突により N_2 の振動量子数が v だけ増加する過程の速度定数 k_{Nv}^e は次式から求められる。

$$k_{Nv}^e = \left(\frac{2e}{m_e} \right)^{\frac{1}{2}} \int_0^\infty \sigma_{NV,v}(\epsilon) \cdot \epsilon f(\epsilon) d\epsilon. \quad (2.45)$$

ここで $\sigma_{NV,v}(\epsilon)$ は N_2 の振動量子数が v だけ励起される過程の衝突断面積 (m^2/mol) である。

気体放電において電子は電界と逆方向に加速され、平均として電界と反対方向に運動するが、この速度をドリフト速度 v_d (m/s) と呼び以下で求められる。

$$v_d = -\frac{1}{3} \frac{E}{y} \left(\frac{2e}{m_e} \right)^{\frac{1}{2}} \int_0^\infty \frac{\epsilon}{\sigma_{m1}(\epsilon)} \frac{df}{d\epsilon} d\epsilon, \quad (2.46)$$

ここで y は気体粒子モル密度 (mol/m^3), $\sigma_{m1}(\epsilon) = Q_{m1}(\epsilon) \cdot N_A$; 粒子 1 モルあたりの弾性衝突断面積の平均値 (m^2/mol) である。

また、平均電子エネルギー $\bar{\epsilon}$ (eV), 換算平均電子エネルギー $\bar{\epsilon}_r$ (eV), 換算電子温度 T_e (K), 放電気体の単位断面積あたり電流値 J (A/ m^2), 単位体積あたり放電電力密度 W (W/ m^3), j 種の非弾性衝突過程に対するパワー密度 W_j (W/ m^3), 気体の直接加熱に対するパワー密度 W_H (W/ m^3) などが以下の式から求められる。

$$\bar{\epsilon} = \int_0^\infty \epsilon^{\frac{3}{2}} f(\epsilon) d\epsilon = \frac{3}{2} \bar{\epsilon}_r, \quad (2.47)$$

$$T_e = \frac{2e}{3k_B} \bar{\epsilon}, \quad (2.48)$$

$$J = e n_e v_d, \quad (2.49)$$

$$W = JE = e E n_e v_d, \quad (2.50)$$

$$W_j = \phi_j e \epsilon_j n_e y k_j^e, \quad (2.51)$$

$$W_H = e n_e y \frac{2m_e}{M} \left(\frac{2e}{m_e} \right)^{\frac{1}{2}} \int_0^\infty \sigma_{m1}(\epsilon) \epsilon^2 f(\epsilon) d\epsilon. \quad (2.52)$$

また電子衝突振動励起過程の励起効率 (電子エネルギーの変換割合) η_{NV}^e は次式となる。

$$\eta_{NV}^e = \frac{\sum_v^{v_{\max}} W_{Nv}}{W} = \frac{\phi_{NV} y}{E v_d} \sum_v^{v_{\max}} \epsilon_{Nv} k_{Nv}^e, \quad (2.53)$$

ここで v_{\max} は衝突励起過程で考慮される N_2 の振動量子数差の最大値, W_{Nv} は N_2 の衝突振動励起の過程の励起パワー密度 (W/ m^3), ϵ_{Nv} は N_2 の v 振動準位の持つエネルギー (eV) である。

CO₂ レーザーで使用する N_2 , He 気体中の電子励起と電離過程に対する励起効率 η_e^e , η_i^e は各々以下で表される。

$$\eta_E^e = \frac{W_{NE} + W_{HE}}{W} = \frac{y}{Ev_d} \left(\phi_{NE} \sum_{j=1}^6 \epsilon_{NEj} k_{NEj}^e + \phi_{HE} \sum_{j=1}^3 \epsilon_{HEj} k_{HEj}^e \right), \quad (2.54)$$

$$\eta_I^e = \frac{W_{NI} + W_{HI}}{W} = \frac{y}{Ev_d} (\phi_{NI} \epsilon_{NI} k_{NI}^e + \phi_{HI} \epsilon_{HI} k_{HI}^e), \quad (2.55)$$

ここで添字 N と H は N_2 と He, 添字 E と I は電子励起と電離過程を示している。

一方 N_2 の電子衝突振動励起過程の逆過程の速度定数は詳細釣り合いの原理を用いることにより次式から計算される。

$$k_{NSv}^e = \left(\frac{2e}{m_e} \right)^{\frac{1}{2}} \int_0^\infty \sigma_{NV,v}(\epsilon + \epsilon_{Nv})(\epsilon + \epsilon_{Nv}) f(\epsilon) d\epsilon, \quad (2.56)$$

ここで k_{NSv}^e は衝突により N_2 の振動量子数が v だけ減少する過程の速度定数 ($m^3/mol \cdot s$) である。

この過程に対する励起効率

$$\eta_{NVS}^e = \frac{y}{Ev_d} \sum_v^{\nu_{\max}} \phi_{NSv} \epsilon_{Nv} k_{NSv}^e \quad (2.57)$$

であり, N_2 の振動励起過程の正味の励起効率は $\eta_{NV}^e - \eta_{NVS}^e$ で与えられる。

以上の速度定数や輸送係数は Lowke¹⁰⁾ らにより CO_2-N_2-He 混合気体中のものが, Nighan¹¹⁾ によって $N_2-CO-CO_2-He$ 系のものが研究されている。

2.8 放電混合型 CO_2 高速気流レーザー解析への適用

本研究は前節までの理論を放電混合型 CO_2 高速気流レーザーへ適用しようとするものであるが, ここでは解析に必要な仮定と方程式系に関して記す。実際の解析手順と数値解析結果, および実験との比較は次報以降の報告に待つものとする。

CO_2 レーザーの理論を本研究における実際の装置に適用するに際しては, 装置内の流路を CO_2 超音速ノズル膨張部, N_2 超音速ノズル膨張部, 超音速放電区間, 混合区間, 混合されたレーザー媒質の流れる区間などに大別して解析を行う。 CO_2-N_2-He 系の分子振動緩和を伴う流れ全体としては, 気体は完全気体の状態方程式を満足し, 気体分子の並進, 回転のエネルギー状態は平衡となっており, ノズル壁などと気体の間の熱の出入りと, 流れ中の衝撃波などの乱れはなく, 気体の電離や解離は放電部までは無視でき, 分子振動状態はノズルスロート上流では平衡であるような定常, 非粘性の準一次元流であると仮定する。さらに CO_2-N_2 系の振動エネルギー移動は三振動モードモデルにより記述されるものとする。

超音速放電区間を通過する流れでは, 上記仮定に加えて, 区間中の電界は一定である, 単位体積あたりの放電電力は一定である, 区間では正規グロー放電が形成されている, 区間を通過する気体は N_2 または $N_2 + He$ である, 流路断面積は一定である, 陰極暗部の厚さは無視できる, N_2 の電子衝突振動励起以外に消費されるエネルギーは気体の加熱に使用される, などの仮定を行う。

上記仮定に基づき、準一次元の連続の式、運動量の式、および第2.5節Bで述べた振動緩和方程式が成立する。超音速放電部ではこれらの方程式の一部が次のように表される。よどみ点エンタルピーの式

$$\frac{dH}{dx} = \frac{W}{\rho v}, \quad (2.58)$$

N₂の振動緩和方程式

$$\frac{de_N^v}{dx} = -\frac{K_N}{v} \left\{ e_N^v - \frac{R_N \theta_N}{\exp\left(\frac{\theta_N}{T}\right) - 1} \right\} + \frac{W \eta^e}{\rho v C_N}. \quad (2.59)$$

上式におけるエネルギー変換効率 η^e は放電効率 η_p と陽光柱内の N₂ 振動エネルギー変換効率 η_{NV}^e を用いて

$$\eta^e = \eta_p \cdot \eta_{NV}^e \quad (2.60)$$

と表される。これらの方程式を連立させ数値解析を行うと実際の超音速流れとレーザー特性を得ることができる。

3. 放電混合型 CO₂高速気流レーザーの実験

本研究の放電混合型 CO₂レーザーに関する実験は、主として放電特性測定と放電電力、混合後の距離、貯気槽圧力比とレーザー光増幅率である微小信号利得係数（ゲイン）の関係に対する計測により行われた。以下に本実験で使用された実験装置および実験方法について記す。

3.1 実験装置

A. 設計方針

本実験装置は以下の条件を満足するように設計、製作された。

- CO₂と N₂別々の超音速ノズル流を形成し、出口ではできるだけ速やかに混合する。
- N₂超音速流中のグロー放電を用い振動励起する。また十分な振動励起を行うために放電距離を確保する。できれば放電距離は可変とする。
- 放電状態と流れの様子が可視化できるように、キャビティや放電部には透明な材料を使用する。
- ノズルの交換、放電距離の設定変更などが容易に行える構造とする。

以上の条件を考慮して製作された実験装置は、N₂貯気槽部、ガラス管超音速放電部、CO₂貯気槽ならびに超音速ノズルブロック、キャビティ部などの主要部から構成される。図3-1に実験装置の概略を示す。以下に各部の詳細を述べる。

B. CO₂およびN₂超音速ノズルと放電部

N₂とCO₂超音速ノズルは流れの混合距離を短縮するために小径ノズルを複数個配置するものとした。N₂超音速ノズルは陰極を兼ねるため黄銅製とし、スロート直径3mm, 出口直径7mm, 断面積比5.44, 出口マッハ数約3.2の円錐を4本並列に並べた。CO₂ノズルはスロート直径2mm, 出口直径5mm, 断面積比6.25, 出口マッハ数約3.4で2列10本を配置した。両円錐ノズルの半頂角は15°である。

放電部は内径8mmのガラス円管とし、N₂超音速ノズルとガラス管出口の黄銅ブロックとの間にゲ

ロー放電を形成する。放電距離は通常は最大85mmで、N₂ノズル下流へのアルミ製または黄銅製筒の取り付け、あるいはガラス管の交換で放電距離の調整を行う。

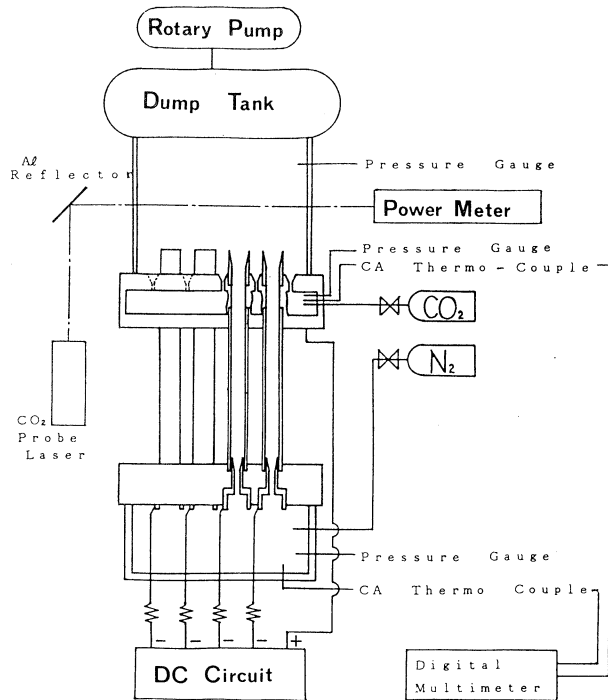


図3-1 実験装置概略図

C. 貯気槽部とキャビティ部

N₂側貯気槽部は厚さ10mmの亚克力製で、ネジ込み式N₂ノズルの脱着が可能となっている。また貯気槽にはN₂供給用のシンフレックスチューブ金具と静圧測定孔金具が取り付けられる。

CO₂貯気槽部は陽極を兼ねる黄銅ブロックに孔けたφ12mmの筒状形状で、両側からCO₂が供給され、アダプターを介して貯気槽圧力測定用孔の金具が取り付けられている。

キャビティ部は厚さ20mmの亚克力製で流路は14×84mm²の矩形断面を有している。CO₂側ノズル出口から170, 230, 260mmの下流位置に微小信号利得係数測定用の窓が取り付けられる。また静圧測定孔はCO₂ノズル出口より50, 320mmの位置に設けられている。

D. 気体給排気系と電力供給系

CO₂とN₂は各々ボンベからレギュレーターで圧力調整後、電磁弁を介して各貯気槽に供給される。N₂は超音速ノズル流となり放電部を通過した後、出口から同様にして超音速流となったCO₂

と混合しながらキャビティ測定部を流れ、ダンプタンクを通して油回転真空ポンプにて排気される。なお貯気槽部圧力とキャビティ圧力はブルドン管圧力計などで測定し、貯気槽温度は非放電状態で熱電対により計測する。

グロー放電用電源（日本測器製）は10kV, 1.2A の直流電源を使用する。なお直流グロー放電は負抵抗特性を持つため、4 個の放電電極と電源の間に同程度の安定化抵抗を直列接続して正抵抗特性とする。

3.2 実験方法

図3-2に微小信号利得係数（ゲイン）測定の概略図を示す。ゲインは自作小型 CO₂ プロープレーザーの発振光を測定部に入射させ、レーザー媒質流れなしの時と流入時の通過レーザー光強度変動をサーモパイル型パワーメーター（日本科学エンジニアリング製）で測定し、式(2.5)に基づく次式から計算される。

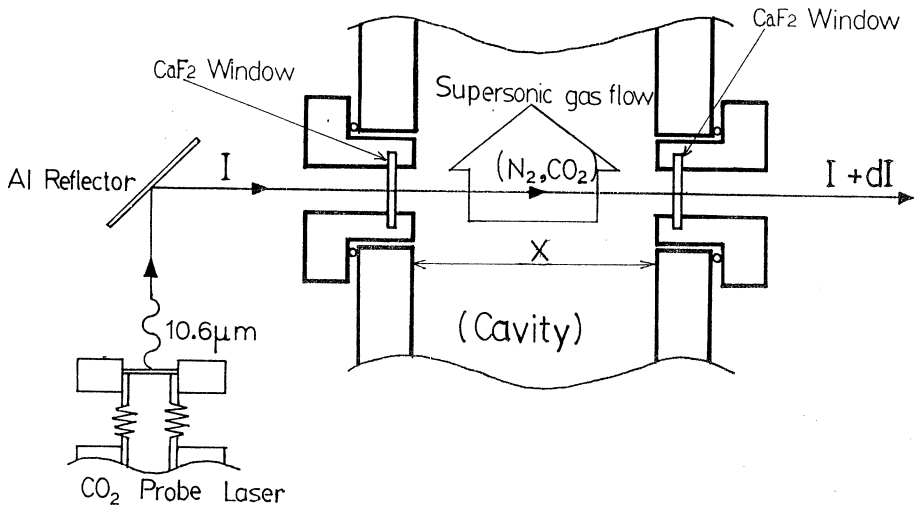


図3-2 微小信号利得係数の測定

$$G = \frac{1}{L} \ln \left(\frac{I'}{I} \right) \quad (3.1)$$

図3-3は本実験でペンレコーダーに記録されたレーザー光強度の変動波形である。前後の低い一定部分が媒質流れなしのレーザー光強度 I で、鋭い立ち上がりの間の上昇部分がレーザー媒質通過時の光強度 I' である。2本の鋭い立ち上がりは電磁弁開閉時に生じた電気ノイズによるものである。

ゲインの測定は流れ方向距離、両貯気槽圧力、放電電力などを変化させて行い、結果に放電入力密度の関係も加えて検討する。その他のパラメーターとして貯気槽温度、キャビティ内静圧、

陰極降下電圧などがある。陰極降下電圧の測定は N_2 貯気槽圧力を変化させて放電電圧を計り、電圧を一次外挿して算出する。

4. 実験結果と考察

4.1 放電状態と放電特性

図4-1に本実験の放電特性のグラフを示す。この図より放電電圧 V_d が電流によらずほぼ一定であり、正規グロー放電の特徴が明確に現れている。入力電力増加は電源ブレーカーが落ちる程度まで可能であるが、部分的にアーク放電に移行する場合も多く、最大電流は約0.8Aで、図の放電電圧は約1kVであるので最大入力電力は約800Wと判明する。この電力は放電部の工作精度に依るところも大きい。

上記より正規グロー放電が達成されているので陰極降下電圧を求める。図4-2は N_2 貯気槽圧力 p_N^S を変化させ V_d を測

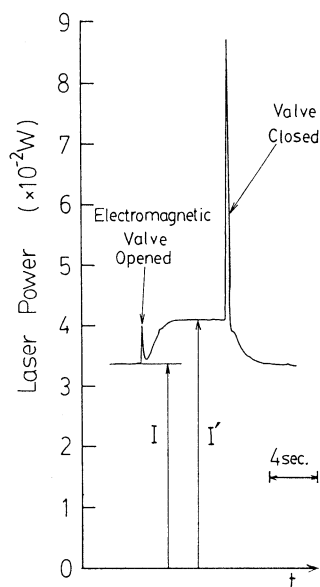
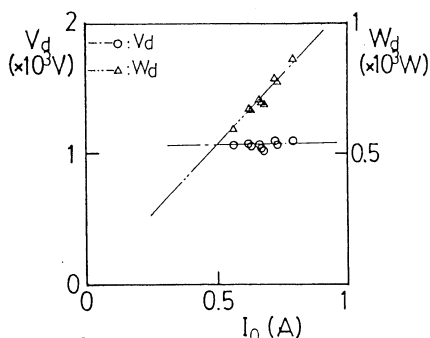


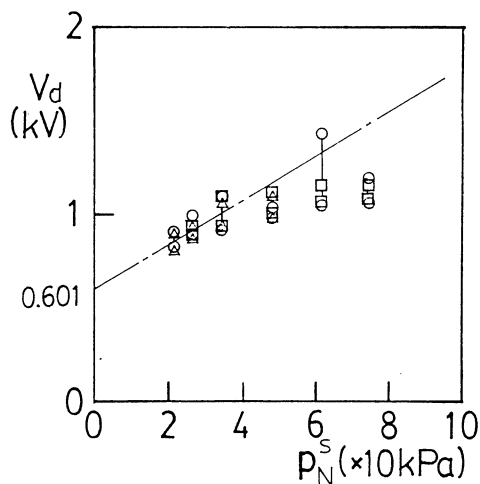
図3-3 測定プローブレーザー光の変動波形



$p_N^S = 61.3$ (kPa)
 $p_C^S = 81.3$ (kPa)
 $L_g = 100$ (mm)
 $L_p = 50$ (mm)
 $L_d = 50$ (mm)

P.M.: Bs (+Al wire)

図4-1 放電特性



Glass Length: $L_g = 100$ (mm)
 Pipe Length: $L_p = 50$ (mm)
 Discharge Gap Length: $L_d = 50$ (mm)
 Pipe Material: Bs (+Al wire)

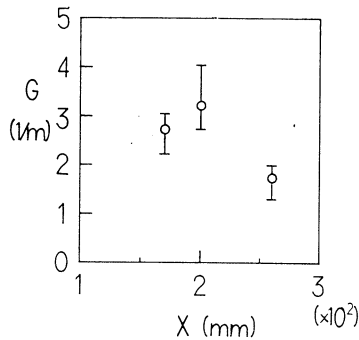
図4-2 N_2 貯気槽圧力と放電電圧

定した結果である。グロー放電においては陽光柱で消費される電力（分子振動励起に用いられる

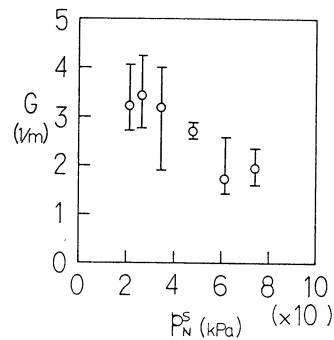
正味の放電電力) は放電部圧力に比例すると仮定できるので p_N^S と比例関係が成り立つ。ゆえに p_N^S と V_d の関係を一次外挿することで陰極降下電圧 V_{CF} が計算できる。陰極降下電圧は放電部材質や面積などで決まる値であり、この図では約600Vである。

4.2 流れ方向微小信号利得係数(ゲイン)分布

図4-3に流れ方向ゲイン分布を示す。図より測定ゲインの最大値が約200mmにあることが判明する。流れの観察から、放電によりオレンジ色に発光した N₂ は CO₂ と混合するに従い紫色に変わる (CO₂ の発光色は青である) が、全体が紫色に変化し終わる距離が約200mmの位置でゲイン最大となる距離と一致することにより、本実験装置における混合完了距離は200mm程度と推定される。N₂ 側, CO₂ 側貯気槽圧力を変化させてもこの距離の変動は少いので、ゲインの測定は主に CO₂ ノズル出口200mm下流で行った。



$p_N^S = 21.3$ (kPa)
 $p_C^S = 81.3$ (kPa)
 $W_d = 420.4 - 707.7$ (W)
 $L_d = 50$ (mm)
 P.M. : Bs (+Al wire)



$X = 200$ (mm)
 $p_C^S = 81.3$ (kPa)
 $W_d = 611.7 - 840.4$ (W)
 $L_d = 50$ (mm)
 P.M. : Bs (+Al wire)

図4-3 流れ方向の微小信号利得係数分布

図4-4 N₂貯気槽圧力とゲイン

4.3 N₂貯気槽圧力とゲインの特性

図4-4は N₂貯気槽圧力 p_N^S とゲイン G のグラフである。図中で $p_N^S \approx 25$ kPa 付近に G の最大が見られる。しかし、この点は CO₂ 貯気槽圧力 p_C^S を変化させると大きく変動し G の最大値も大きく変化する。これより最適 N₂ 貯気槽圧力ならびに最適混合比が存在することが明らかである。しかしながら、最適な N₂ 貯気槽圧力は装置の特性 (放電部の工作精度, 電源の特性など) に依るところも大きい。よって最適混合比に重点を置くこととする。

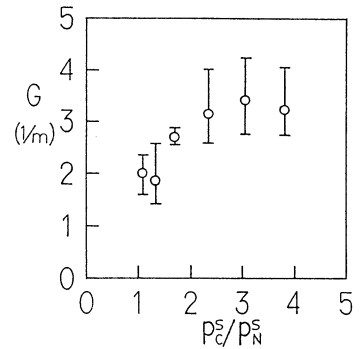
4.4 N₂, CO₂貯気槽圧力比—ゲイン特性

前述の最適混合比のため横軸に N₂, CO₂貯気槽圧力比 p_C^S/p_N^S をとり、縦軸にゲインをとったのが図4-5である。最適貯気槽圧力比が約3であることがわかる。これを質量流量比に直すと約5となる。一般のCO₂レーザーでは N₂:CO₂:He の混合比が4:1:5であることから考えて、この混合比はCO₂の濃度が非常に高く、本形式のレーザーの最大の特徴である。また失活第三体を用いずに正の、しかも2.0~4.5という高いゲインを得ていることも注目される。これはCO₂を超音速流とすることで並進温度を低く保ち、下位レーザー準位のエネルギーを迅速に失活させようという初期の目的が達成されたと見られる。

本研究のレーザーは混合型なので現在使用している N₂ガスに換えて大気の使用も可能である。しかし大気を使用する場合、ほこりや水蒸気等の不純物を測定しなければ定性的な解析は不可能である。現在のところ大気を使用した実験は行っていない。

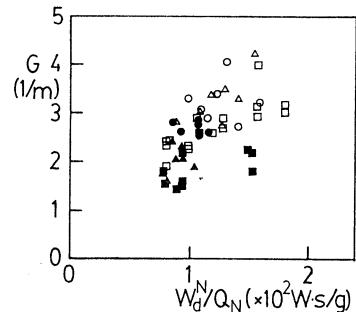
4.5 真の放電入力密度—ゲイン特性

真の放電入力密度とは放電電力から陰極降下による消費電力を差し引いた値を N₂質量流量で割った値である。図4-6は横軸に真の放電入力密度、縦軸にゲインをとった図である。全体に単位質量流量あたり100~200Wという高い入力密度を示しており、本形式が励起に適していることがわかる。傾向としては入力密度の増加とともにゲインも増加する方向にあり、特にCO₂貯気槽圧力が高いほどこの傾向が顕著である。入力密度の増加によってさらに高いゲインが得られるように思われるが、分子の解離や放電形態の変化（グロー放電からアーク放電への移行）も考えられ、実際には限界が生じる。またこの時の E/N を計算してみると約 $2 \times 10^{-20} \text{V m}^2$ となり、ボルツマン方程式を解いて得られる電子エネルギーの振動エネルギーへの変換効率はほぼ100%である。



$X = 200 \text{ (mm)}$
 $p_C^S = 81.3 \text{ (kPa)}$
 $W_d = 611.7 - 963.3 \text{ (W)}$
 $L_d = 50 \text{ (mm)}$
 P.M.: Bs (+Al wire)

図4-5 両貯気槽圧力比とゲイン



$p_C^S = 81.3 \text{ (kPa)}$: $Q_N = 1.18 - 4.12 \text{ (g/s)}$
 $L_g = 100 \text{ (mm)}$
 $L_p = 50 \text{ (mm)}$
 $L_d = 50 \text{ (mm)}$
 $X = 200 \text{ (mm)}$
 $T_N^S = T_C^S = 293 \text{ (K)}$
 P.M.: Bs (+Al wire)
 $V_{CF} = 660 \text{ (V)}$
 $W_d^N = 129 - 515 \text{ (W)}$

図4-6 真の放電入力密度とゲインの関係

5. ま と め

超音速中でのグロー放電振動励起を用いた混合型 CO₂高速気流レーザーに関して、基本特性を解明するため、圧力、入力電力、混合距離などをパラメーターとして主に微小信号利得係数の測定を行なった。微小信号利得係数は数密度反転の状態と直接対応する値であり、この値を測定することによって媒質中の数密度反転の状態を知ることができる。また理論的解析を行なうための方程式を導出した。

本研究で行なわれた放電混合型 CO₂高速気流レーザーの実験に関して次のことが明らかとなった。

- 1) N₂超音速流中で正規グロー放電の達成が確認された。
- 2) 本実験装置を用いて失活第三体を用いずに正の、しかも2.0～4.5 (1/m) という非常に高いゲインを得ることができた。
- 3) より大きな電力を与えることによってさらに高いゲインを得る可能性がある。しかしながらグロー放電を維持したまま電力を増大するには工学的に工夫が必要である。
- 4) 本装置での N₂-CO₂最適混合距離は約200mmで、目視による観測と合わせて考えると混合完了距離≒最適混合距離と見なせる。また、この距離は N₂ノズルと CO₂ノズルの中心軸間距離 (約10mm) の約20倍である。
- 5) N₂と CO₂の最適混合比は質量流量比で約1 : 5である。これは従来の CO₂レーザーに比較して CO₂流量が非常に大きな値であり、本形式が N₂分子の振動励起に適していることを証明している。

今後の課題としては、より大電力までグロー放電を維持させる工夫、超音速流をより長い距離、長い時間維持させること (ディフューザーなどの設定)、レーザー光出力の取り出し、強度測定、数値計算と実験値との対比などが挙げられる。

本形式の放電混合型 CO₂高速気流レーザー装置を用いて非常に高いゲインを得ることができ、その目的である高効率でレーザー光を得る可能性が見い出された。出力に関しては今後の具体的進展に待つが、本結果の高いゲインから判断して高出力が期待できる。将来的には閉ループ作動とし、レーザー加工用や宇宙開発や軌道変更用推進機のエネルギー源などの可能性も有する高効率、大出力レーザーが期待される。

(昭和61年5月21日 受理)

6. 参考文献

- 1) 桜井 彪, 「レーザー (Laser) [原理から応用まで]」, パワー社(1979).
- 2) 山口直人, 「放電混合型 CO₂ガスダイナミック・レーザーに関する研究」, 昭和58年度室蘭工業大学修士学位論文.

- 3) 笠松, 塚本, 白鳥, 小原, 内山, 「大出力横放電 CO₂レーザーの開発－6 KW 機の概要とレーザー特性－」, レーザー研究, 第9巻, 第6号, pp. 647-657(1981).
- 4) C.O. Brown, "A High Power CO₂ Electric Discharge Mixing Laser," UAR-J206, UNITED AIRCRAFT CORP. RESERCH LAB. (1970).
- 5) 広瀬, 佐久間, 志田, 「放電混合型 CO₂高速気流レーザーに関する研究」, 昭和59年度室蘭工業大学学士論文.
- 6) J.D. Anderson, Jr., "Gasdynamic Lasers: An Introduction," ACADEMIC PRESS (1976).
- 7) 前野一夫, 「局所平衡仮定下の CO₂-N₂非定常準一次元流解析法の改良」, 空気力学における数値シミュレーションの研究・飛行体まわりの剥離流の解析合同シンポジウム論文, pp. 153-156(1986).
- 8) R.L. Taylor, and S. Bittermann, "Survey of Vibrational Relaxation Data for Processes Important in the CO₂-N₂ Laser System," Reviews of Modern Physics, Vol.41, No.1, p. 26(1969).
- 9) 菱井, 田中, 八木, 永井, 田畑, 「大出力レーザーの放電励起方式(SD と SAGE)」, 三菱電機技報, Vol.60, No.3, pp. 22-24(1986).
- 10) J. J. Lowke, A.V. Phelps, and B.W. Irwin, "Predicted electron transport coefficients and operating characteristics of CO₂-N₂-He laser Mixtures," J. Appl. Phys., Vol. 44, No.10, p. 4664(1973).
- 11) W.L. Nighan, "Electron Energy Distributions and Collision Rates in Electrically Excited N₂, CO, and CO₂," Physical Review A, Vol. 2, No.5, p. 1989(1970).

MgO 飽和 CaO–MgO–Fe_tO–SiO₂ 系スラグと 溶鉄間の硫黄および酸素の分配平衡

曹 定*・今 井 一 博**・片 山 博

Sulphur and Oxygen Equilibria between Liquid Iron and CaO–MgO–Fe_tO–SiO₂ Slag Saturated with MgO

Ting TSAO, Kazuhiro IMAI and Hiroshi G. KATAYAMA

Abstract

A study has been made of the distribution equilibria between liquid iron and CaO–MgO–Fe_tO–SiO₂ slag saturated with MgO at 1600°C. The sulphide capacity C_S , the distribution ratio L_S of sulphur, the oxygen content [% O] of liquid iron and the activity coefficient γ_{FeO} of Fe_tO were determined as functions of slag composition and theoretical optical basicity Λ . The main equations obtained are as follows:

$$\log C_S = 2.28 (N_{CaO} + 1.9 N_{FeO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2}) - 2.91$$

$$\log C_S = 1.06 \log N_{FeO} + 11.29 \Lambda - 8.71$$

$$\log L_S = 2.25 (N_{CaO} + 1.9 N_{FeO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2}) - \log [\% O] - 2.02$$

$$\log [\% O] = 0.736 \log N_{FeO} + 1.82 \Lambda - 1.54$$

$$\log \gamma_{FeO} = -0.28 \log N_{FeO} + 1.86 \Lambda - 0.93$$

The validity and applicability of these equations have been discussed in comparison with the data reported by the other investigators.

1. 緒 言

溶鉄–スラグ間の硫黄および酸素の分配は、製鋼過程において極めて重要な反応であり、その分配平衡についても従来より数多くの研究がなされてきた。ところが、最近の製鋼法においては炉ライニングの保護を目的として、MgO 系造滓材を添加し MgO 飽和に近いスラグを用いるようになってきたため、新たにスラグ中への MgO の飽和溶解度や MgO 飽和スラグと溶鉄間の諸成分の分配平衡の測定が必要となり、硫黄および酸素の分配平衡についても 2, 3 の研究結果がすでに報告されている。^{1)~3)}しかし、それらの研究においては試料容器のマグネシアるつばの溶損を防止するためスラグの Fe_tO の濃度範囲を高めており、実操業上重要な (Fe_tO) < 20% のスラグについての測定データは非常に少ない。

* 中国船舶工業公司武漢鍛造所

** SMK (株)

そこで本研究では、4～20% Fe_2O_3 の MgO 飽和 $\text{CaO-MgO-Fe}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ 系スラグと溶鉄間の硫黄および酸素の分配平衡を1600℃において測定し、Sulphide capacity および酸素の平衡分配のスラグ組成依存式を導き出した。また、従来の研究結果と比較、検討することにより、本研究で得られた各実験式の妥当性および適用範囲を明らかにした。

2. 実験方法

メタル試料は電解鉄と FeS から、あらかじめ Ar 雰囲気中で高周波誘導炉により溶製した0.12% Sの合金である。スラグは特級試薬の MgO , CaCO_3 , Fe_2O_3 および石英ガラス碎片から溶製した4種類の母スラグを配合し組成を変化させた。各母スラグの組成（作製時の成分酸化物の配合割合）を表-1に示す。母スラグ1および2は CaCO_3 , MgO および SiO_2 の所定比混合物を高周波誘導炉により黒鉛るつば中で溶解したものである。母スラグ3は、まず CaCO_3 と Fe_2O_3 の所定比混合物をマッフル炉により1100℃に加熱して CO_2 ガスを除去し、ついで Ni るつばに移し1000℃において CO-CO_2 混合ガス（1：1）中で Fe_2O_3 を還元したのち、1350℃で溶融して作製した。母スラグ4は母スラグ3と同じように Fe_2O_3 を FeO に還元後溶融したものである。

表-1 母スラグの組成（成分酸化物の配合割合）（%）

No.	CaO	SiO ₂	MgO	FeO
1	55	45	—	—
2	10	60	30	—
3	70	—	—	30
4	—	70	—	30

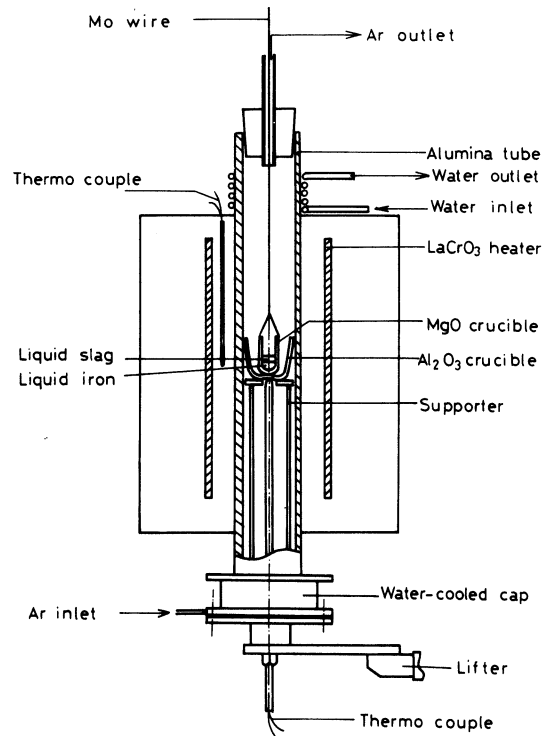


図-1 実験装置

溶解実験には図-1に示すセラマックス炉を用いた。反応管は内径50mmの高純度焼結アルミナ管である。炉温は LaCrO_3 製発熱体と反応管の中間に挿入した $\text{Pt-40\% Rh/Pt-20\% Rh}$ 熱電対により検出し、PID 自動温度調節計により実験温度の±2℃に制御した。試料の温度は反応管下

部よりアルミナ製保護るつば底に接するように挿入した Pt–40% Rh/Pt–20% Rh 熱電対を用いて測定するとともに、時々反応管上部から試料るつば内に同種の熱電対を挿入して測定し補正した。溶解温度は1600℃とし、溶解実験中は市販の Ar ガスを NaOH, シリカゲル, P₂O₅ の各洗浄系を通して精製したのち反応管の底部から上方に向け200Ncc/min で流した。

メタル試料25 g とスラグ試料7 g を電融マグネシアるつば（内径21mm, 高さ45mm）に入れ、反応管の上端に Mo 線で吊り上げた。ついで精製 Ar ガスを流し反応管内を Ar 雰囲気としたのち、試料るつばを徐々に降下し保護るつば内に静置した。実験温度に3.5時間保持したのち試料を速やかに吊り上げ、るつばの底部を水中に浸して急冷した。なお、沈ら¹⁾²⁾ は本実験とほとんど同じ条件で MgO を含まない CaO–Fe₂O₃–SiO₂ 系スラグを初期スラグとして用い、るつばからスラグ中への MgO の溶解およびスラグ–メタル間の諸反応は3時間以上で平衡に到達すると報告しており、また本実験では飽和溶解度の約半分の MgO を含む初期スラグを用いたので、上記の保持時間で十分に平衡に到達したものと推定される。

急冷した試料はるつばとの接触面およびメタルとスラグの接触面を削りとったのち、それぞれを粉砕し分析に供した。メタル中の硫黄および酸素は JIS 法にしたがって分析した。また、スラグ中の全成分の分析は通常分析法⁴⁾ に準じて行った。

3. 実験結果および考察

1600℃の平衡溶解実験において得られたメタルおよびスラグ試料の化学組成を表-2に示す。

3.1 CaO–MgO–Fe₂O₃–SiO₂ 系スラグの MgO 飽和溶解度

図-2 は表-2 の分析結果に基づき (% Fe₂O₃) + (% CaO) + (% SiO₂) = 100% に換算した3元組成図上に MgO の飽和溶解度をプロットしたものである*。図中の一点鎖線は Osborn ら⁵⁾ による等 MgO 飽和溶解度線であり、破線は沈ら¹⁾ が本実験と同じ条件で求めた Fe₂O₃ 高濃度域における等 MgO 飽和溶解度線であるが、いずれもほぼ直線的に変化している。本研究の結果はこれら両者の延長線上にあり、良く一致している。これより MgO の飽和溶解度は (% Fe₂O₃) が一定では (% SiO₂) が多いほど大きくなり、また (% CaO)/(% SiO₂) 比が一定では (% Fe₂O₃) の増加によりわずかに減少する。

3.2 硫黄の分配平衡

3.2.1 脱硫反応と Sulphide capacity

メタル–スラグ間の硫黄の分配反応および平衡定数はそれぞれ(1),(2)式で表わすことができる。

*本研究では、(% Fe₂O₃) は (% FeO) + 1.35 (% Fe₂O₃)、N_{FeO} は N_{FeO} + 3 N_{Fe₂O₃} として求めた。

表-2 メタルおよびスラグの平衡組成 (%)

No.	Metal		Slag					
	S	O	FeO	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	MgO	S
A 1	0.096	0.036	4.97	0.06	36.84	30.45	26.12	0.038
A 2	0.112	0.060	8.82	0.16	35.76	27.70	25.61	0.029
A 3	0.118	0.087	12.76	0.98	34.00	26.83	22.54	0.032
A 4	0.120	0.112	16.99	1.05	32.16	25.09	22.31	0.036
B 1	0.123	0.036	3.72	0.37	35.96	36.94	22.37	0.052
B 2	0.128	0.063	7.73	0.47	35.00	34.41	22.30	0.051
B 3	0.128	0.082	11.68	1.07	33.27	30.01	21.33	0.053
C 1	0.120	0.055	5.89	0	35.10	37.06	18.19	0.051
C 2	0.117	0.064	8.59	0.12	34.45	34.72	20.73	0.048
C 3	0.115	0.089	12.25	0.44	31.95	33.02	19.97	0.047
C 4	0.115	0.114	15.74	1.64	31.50	31.18	19.56	0.046
D 1	0.124	0.040	4.02	0	35.12	41.38	16.81	0.057
D 2	0.123	0.082	10.54	1.55	34.54	36.84	15.46	0.054
D 3	0.122	0.106	14.96	2.26	32.30	34.83	13.76	0.053
E 1	0.085	0.059	5.02	0.73	33.11	47.79	13.07	0.047
E 2	0.089	0.079	9.03	0.48	33.16	42.59	13.26	0.055
E 3	0.094	0.097	13.11	1.07	31.55	39.82	13.52	0.071
E 4	0.097	0.114	18.28	2.49	27.24	35.06	16.73	0.075

$$[S] + (O^{2-}) = (S^{2-}) + [O] \quad (1)$$

$$K_1 = a_{S^{2-}} \cdot a_O / a_{O^{2-}} \cdot a_S \quad (2)$$

ここで、 a_S , a_O はメタル中の硫黄と酸素の活量であり、 $a_{S^{2-}}$, $a_{O^{2-}}$ はスラグ中の硫黄および酸素イオンの活量である。上式により硫黄の分配比は(3)式で表わされ、温度、スラグ組成、酸素ポテン

シャルおよびメタル中の硫黄の活量係数などにより決定される複雑な関数である。

$$L_S \equiv (\% S)/[\% S] = K_1 \cdot a_{O^{2-}} \cdot f_S / a_O \cdot f_{S^{2-}} \quad (3)$$

ここで, $[\% S]$ および f_S はメタル相の硫黄の wt % および活量係数であり, $(\% S)$ および $f_{S^{2-}}$ はスラグ相の硫黄イオンの wt % および活量係数である。

K_1 , $f_{S^{2-}}$ は測定することができないので, その困難を回避するために Sulphide capacity (C_S) を用いて考察することとする。

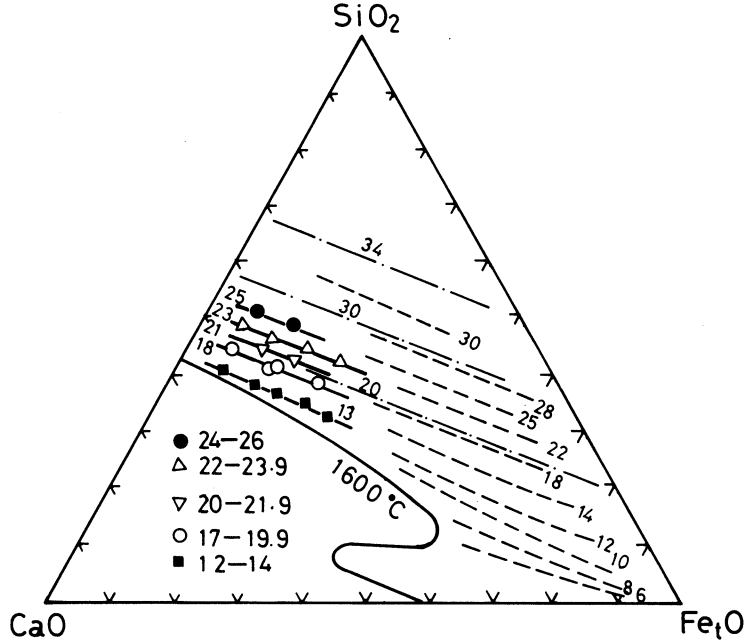


図-2 CaO-MgO-Fe_tO-SiO₂系スラグ中へのMgOの溶解度(1600°C)

C_S は(4)式の反応に基づき(6)式により定義される。



$$K_4 = a_{S^{2-}} \cdot P_{O_2}^{1/2} / a_{O^{2-}} \cdot P_{S_2}^{1/2} \quad (5)$$

$$C_S \equiv (\% S) \cdot P_{O_2}^{1/2} / P_{S_2}^{1/2} = K_4 \cdot a_{O^{2-}} / f_{S^{2-}} \quad (6)$$

ここで, K_4 は(4)式の反応の平衡定数であり, 温度のみの関係である。一方, $a_{O^{2-}}$, $f_{S^{2-}}$ は温度およびスラグ組成の関数であり, したがって C_S も温度およびスラグ組成の関数になる。

C_S の値は次の反応(7), (9)の平衡定数⁽⁶⁾⁽⁷⁾とメタル中の各成分の相互作用助係数^{(8)~(10)}を用いて計算することができる。



$$\log K_7 = \log a_O / P_{O_2}^{1/2} = 6120/T + 0.151^{(6)} \quad (8)$$



$$\log K_9 = \log a_S / P_{S_2}^{1/2} = 7056/T - 1.224^{(7)} \quad (10)$$

(8), (10)式を(6)式に代入すると次式が得られる。

$$\log C_S = \log (\% S) \cdot a_O / a_S + 936/T - 1.375 \quad (11)$$

ここで, $a_O = f_O \cdot [\% O]$, $\log f_O = e_O^{(0)} \cdot [\% O] + e_O^{(S)} \cdot [\% S]$, $a_S = f_S \cdot [\% S]$, $\log f_S = e_S^{(S)} \cdot [\% S]$

+ $e_S^{(O)} \cdot [\% O]$ であり, 相互作用助係数 $e_i^{(j)}$ は次の値を用いた。

$$e_O^{(O)} = -1750/T + 0.76^{(8)}, e_O^{(S)} = -0.12^{(9)}, e_S^{(S)} = -0.0282^{(7)}, e_S^{(O)} = -0.27^{(10)}$$

3.2.2 Sulphide capacity とスラグ組成との関係

図-2 に示されるように $\text{CaO-MgO-Fe}_2\text{O-SiO}_2$ 系スラグでは, CaO と SiO_2 の濃度比が一定の場合 MgO のスラグ中への溶解度はほとんど変化しない。そこで, 初めにモル分率基準の塩基度 ($N_{\text{CaO}}/N_{\text{SiO}_2}$) をスラグ組成の一つのパラメータとして用い, C_S との関係を検討した。その結果は

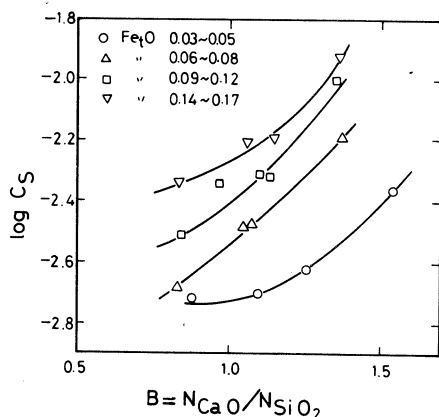


図-3 $\log C_S$ と $N_{\text{CaO}}/N_{\text{SiO}_2}$ の関係

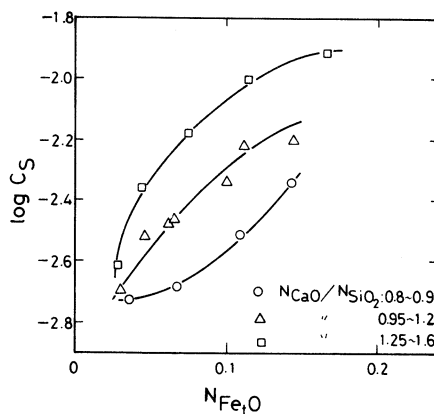


図-4 $\log C_S$ と $N_{\text{Fe}_2\text{O}}$ の関係

図-3 に示されるように, $\log C_S$ は $N_{\text{Fe}_2\text{O}}$ が一定範囲では塩基度が高くなるほど増大する。また図-4 において, 塩基度一定では $\log C_S$ は $N_{\text{Fe}_2\text{O}}$ の増加とともに増大する。

上述のように, $\log C_S$ はスラグの塩基度のみならず $N_{\text{Fe}_2\text{O}}$ によっても変化するの, すべてのスラグ成分の影響を包含した関係式を導くこととし, 次の一般式にしたがって解析した。

$$\log C_S = A \sum K_i \cdot N_i + B \quad (12)$$

ここで, A, B は定数であり, K_i および N_i はスラグ中の各成分のライム当量係数およびモル分率である。試行錯誤法により最も高い相関を示す各成分のライム当量係数を求めた結果, $K_{\text{Fe}_2\text{O}} = 1.9$, $K_{\text{MgO}} = 0.1$ および $K_{\text{SiO}_2} = -1.0$ の各値が得られた。次に, これらの係数値を用いて最少二乗法により, $\log C_S$ とスラグのライム当量の総和との関係式として次式を導いた。

$$\log C_S = 2.28 (N_{\text{CaO}} + 1.9 N_{\text{Fe}_2\text{O}} + 0.1 N_{\text{MgO}} - N_{\text{SiO}_2}) - 2.91 \quad (13)$$

上式にしたがって実験データをプロットした結果を図-5 に示す。相関係数 $R = 0.96$, 標準偏差 $\sigma = 0.06$ であり, 比較的良好な直線関係が成立する。

(13式)についてスラグ中の各成分のライム当量係数を検討すると, MgO は弱い塩基性成分であり, C_S に及ぼす影響は非常に小さいことがわかる。なお, 本研究で得られた K_{MgO} は前報¹¹⁾ の $\text{CaO-MgO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ 系スラグ ($\text{SiO}_2 < 20 \text{ wt } \%$) についての K_{MgO} と全く同じ値である。一方 $K_{\text{Fe}_2\text{O}}$ は非常に高い値を示したが, この原因は後述のように Fe_2O が塩基性成分としての作用に加

えて、酸素ポテンシャルに及ぼす影響も大きい
ためと考えられる。

3.2.3 Sulphide capacity と理論的光学塩基 度との関係

Duffy ら¹²⁾¹³⁾により提案されたスラグの理論
的光学塩基度(Λ)と $\log C_S$ との間には良好な
相関関係の成立つことが報告³⁾¹³⁾¹⁴⁾されている
が、Fe₂O を含むスラグ系に適用した報告は少
ない³⁾。

Duffy ら¹²⁾¹³⁾は Λ を(14)式で定義した。

$$\Lambda = \sum x_i / f_i \quad (14)$$

ここで、 x_i はスラグ中の各成分の等価陽イオン分率であり、 $1/f_i$ は各酸化物成分の純粋状態にお
ける光学塩基度である。 f_i はプローブイオンとして Pb²⁺ 等を添加して紫外線領域における振動
のずれを測定して求めることができ、また Pauling の電気陰性度(χ)¹⁵⁾¹⁶⁾との間に次の関係が成
立つことが実証されている。¹²⁾¹³⁾

$$f_i = 1.36 (\chi_i - 0.26)$$

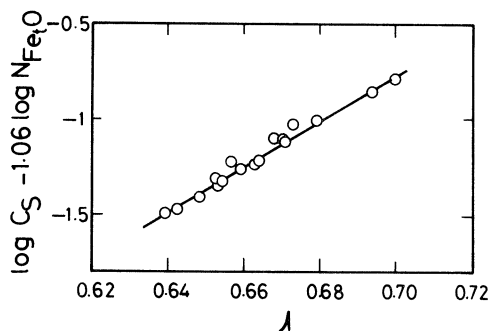


図-6 $\log C_S$ と理論的光学塩基度との関係

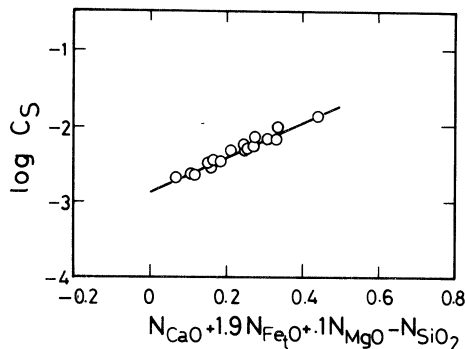


図-5 $\log C_S$ とライム当量総和の関係

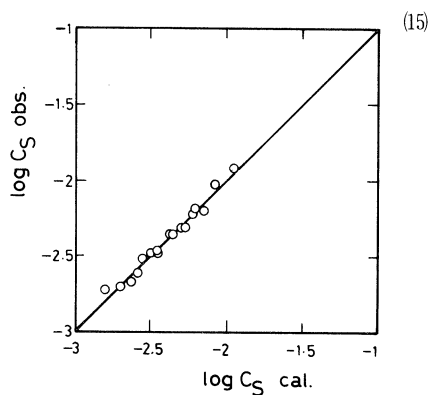


図-7 $\log C_S$ の測定値と(15)式による
計算値との比較

初めに、 $\log C_S$ と Λ との関係を検討したが、十分な相関関係が成立しなかった。この原因は前
述のように酸化鉄の硫黄の分配平衡に及ぼす影響が大きいためと考えられたので、 Λ と $\log N_{FeO}$
項を含む実験式を導き出すこととし、偏回帰法により次式を得た。

$$\log C_S = 1.06 \log N_{FeO} + 11.29 \Lambda - 8.71 \quad (16)$$

($\log C_S - 1.06 \log N_{FeO}$) と Λ との関係をプロットすると図-6 のようであり、良好な相関関係が
成立する ($R = 0.96$, $\sigma = 0.048$)。

3.2.4 理論的光学塩基度とライム当量との関係

前報¹⁴⁾において、低 FeO の CaO-MgO-Al₂O₃-SiO₂ 系スラグでは理論的光学塩基度とライム当量の総和との間に高い相関関係が成立つことが示された。しかし本研究のスラグ系では $\log C_S$ と Λ との間には相関関係が認められず、(16)式のように Fe_tO 濃度の影響も大きいことが明らかにされた。これは Fe_tO が塩基性成分としての作用よりも酸素ポテンシャルに及ぼす影響の方が大きいと考えられたので、(13)式のライム当量から N_{FeO} の項を除いて Λ と $(N_{CaO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2})$ との間の関係を検討した結果、次式が得られた。

$$\Lambda = 0.219 (N_{CaO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2}) + 0.65 \quad (17)$$

この式は $\sigma = 0.005$ であり非常に高い相関関係を有する。加えて各酸化物成分のライム当量係数は前報¹⁴⁾の値と同じであり、また勾配および切片も近似する。この結果は Fe_tO を除いた各酸化物成分のライム当量の和をスラグ塩基度の一種の尺度として使用可能であることを示すものである。そこで改めて $\log C_S$ と $\log N_{FeO}$ および $(N_{CaO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2})$ との間の関係を検討し、次式を導き出した。

$$\log C_S = 0.816 \log N_{FeO} + 2.37 (N_{CaO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2}) - 1.626 \quad (18)$$

(18)式にしたがって計算した $\log C_S$ 値と(11)式により求めた測定値との比較を図-7に示す。 R および σ はそれぞれ 0.98, 0.047 であり、(13)式を用いた場合より良好な相関関係を示す。

3.2.5 硫黄の分配比

(3)式で示されるように、 L_S は温度、スラグ組成および反応系の酸素ポテンシャルなどにより決定される複雑な関数であるので、スラグ組成のみの関数として解析することはできない。そこで本研究では、 C_S の定義式(11)において f_S および f_O の変化を無視して $(\% S) \cdot [\% O] / [\% S]$ とスラグ組成との間の関係式を求めた。ついで、その関係式を変形し L_S の実験式として(19)式を得た。

$$\log L_S = 2.25 (N_{CaO} + 1.9 N_{FeO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2}) - \log [\% O] - 2.02 \quad (19)$$

上式による $\log L_S$ の計算値と実測値の比較を図-8に示す。 $R = 0.96$, $\sigma = 0.059$ であり、両者は比較的良く一致する。

3.3 酸素の分配平衡

スラゲーマタル間の酸素の分配平衡は他の成分、とくに硫黄の分配平衡に大きな影響を及ぼすので、本研究では次の反応に基づき検討した。



$$\log K_{20} = \log a_O / a_{Fe_tO} = -6150/T + 2.604^8) \quad (21)$$

まず $[\% O]$ と N_{FeO} の関係を図-9に示す。 $[\% O]$ は N_{FeO} の増加とともに上昇するが、両者の間に直線関係は成立しない。

(21)式を変形すると次の各式が得られる。

$$\log [\% O] = \log \gamma_{FeO} - \log f_O + \log N_{FeO} - 6150/T + 2.604 \quad (22)$$

$$\log \gamma_{\text{Fe}_2\text{O}} = \log [\% \text{O}] + \log f_{\text{O}} - \log N_{\text{Fe}_2\text{O}} + 6150/T - 2.604 \quad (22')$$

(22')

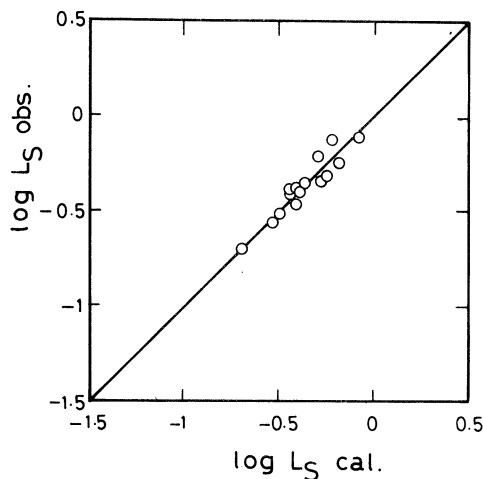


図-8 $\log C_S$ の測定値と(19)式による計算値との比較

(22)式より, $\log [\% \text{O}]$ は $\log N_{\text{Fe}_2\text{O}}$ 項を含むスラグ組成および温度の関数として表わすことができる。本研究のデータについて偏回帰法により $\log [\% \text{O}]$ と $\log N_{\text{Fe}_2\text{O}}$ および Δ との関係求めた結果(23)式を得た。

$$\log [\% \text{O}] = 0.736 \log N_{\text{Fe}_2\text{O}} + 1.82 \Delta - 1.54 \quad (23)$$

(23)

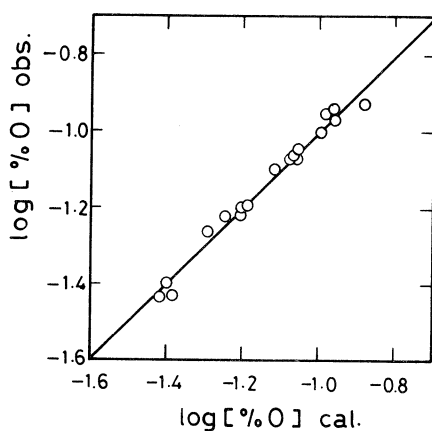


図-10 $\log [\% \text{O}]$ の測定値と(23)式による計算値との比較

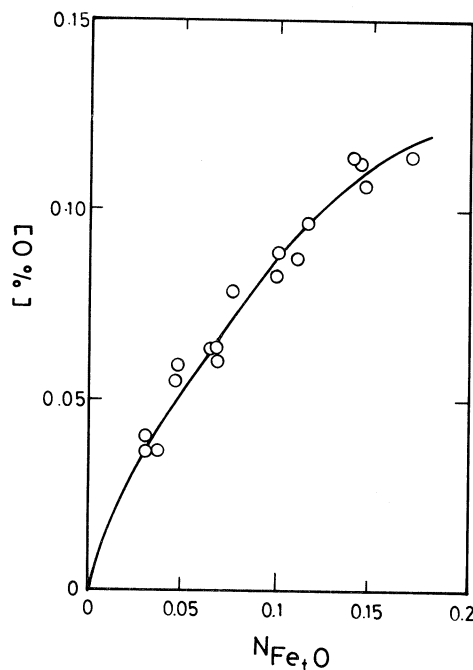


図-9 $[\% \text{O}]$ と $N_{\text{Fe}_2\text{O}}$ の関係

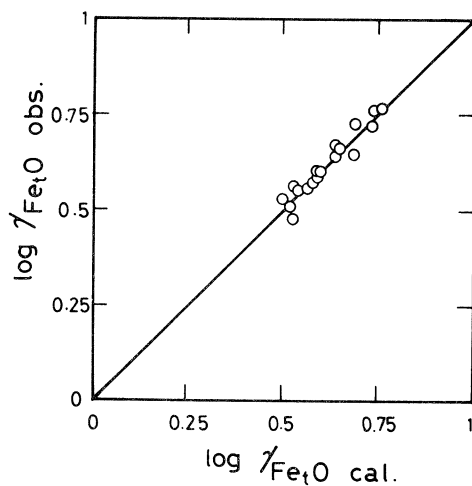


図-11 $\log \gamma_{\text{Fe}_2\text{O}}$ の測定値と(24)式による計算値との比較

上式により求めた $\log [\% \text{O}]$ 値と実測値との比較を図-10に示す。 $R = 0.98$, $\sigma = 0.035$ であり、良く適合する。

次に(22)式により $\log \gamma_{\text{FeO}}$ の値を求め、その値とスラグ組成の関係を検討し、(24)式を得た。

$$\log \gamma_{\text{FeO}} = -0.28 \log N_{\text{FeO}} + 1.86 \Delta - 0.93 \quad (24)$$

上式にしたがって算出した $\log \gamma_{\text{FeO}}$ 値と(22)式から求めた測定値の比較を図-11に示すが、両者は比較的良く一致する ($R = 0.95$, $\sigma = 0.027$)。なお、(23)および(24)式ではスラグ組成として Δ を用いたが、ライム当量を用いた実験式はそれらの式に(17)式を代入することより容易に導くことができる。

3.4 従来の研究結果との比較

前述のように製鋼過程における硫黄および酸素の分配平衡については、古くより数多くの研究がなされてきているが、ここでは本研究とスラグ系が近似し、かつ分析データが提示されている研究報告のみを比較検討の対象とした。それらの実験条件およびスラグの組成範囲を次に概述する。

沈ら¹⁾²⁾は本研究とはほぼ同一の実験条件で同一系のスラグを用いて1550, 1600, 1650℃の各温度で平衡溶解実験を行い、膨大な平衡データを報告している。しかしスラグの($\% \text{FeO}$)は10~90 wt %の広範囲にわたり、しかも大半は30 wt %以上の高濃度であった。

Fetters ら¹⁷⁾も広濃度範囲の FeO を含む $\text{FeO-SiO}_2\text{-CaO-MgO}$ 系スラグ ($\text{FeO} = 0.3 \sim 97$ wt %)を用いたが、溶解実験は高周波誘導炉により行い、溶解温度は1540~1760℃、溶解時間は30minであった。そのため本研究結果との比較には約1600℃の平衡データのみを用いた。また、Görl ら¹⁸⁾は CaO , $2 \text{ CaO} \cdot \text{SiO}_2$ または $3 \text{ CaO} \cdot \text{SiO}_2$ 飽和の CaO-FeO-SiO_2 系スラグ ($\text{FeO} = 2.4 \sim 70$ wt %)を用い、タンマン炉により1550, 1600および1650℃にて30 min 溶解した。

まず、 $\log C_S$ とスラグ組成との関係を検討した。図-12は本研究で導いた(13)式にしたがって上記の各研究者のデータをプロットした結果である。本研究の結果と比較して沈らの $\text{FeO} < 30$ wt % またはライム当量総和 < 0.5 のスラグでは良く適合するが、 $\text{FeO} > 30$ wt % のスラグでは大幅に脱硫能の弱い方向にずれている。この原因は前報¹¹⁾で指摘したように同じスラグ系でも組成が大幅に相違すると各成分のライム当量係数が変化するためと考えられた。そこで試みに沈らのデータを本研究と同様の方法で解析した結果、1600℃では次の回帰直線式が導かれた。

$$\log C_S = 1.36 (N_{\text{CaO}} + 1.5 N_{\text{FeO}} + 0.1 N_{\text{MgO}} - N_{\text{SiO}_2}) - 2.67 \quad (25)$$

上式を本研究の(13)式と比較すると、 MgO および SiO_2 のライム当量係数は一致するが、 FeO のそれは1.9から1.5に減少している。沈らのデータは前述のように大半が $\text{FeO} > 30$ wt % であることから、 FeO 濃度が高くなるとそのライム当量係数は小さくなるものと考えられる。

図-12において、Fetters らのデータはライム当量の総和が小さい範囲では本研究の結果と近

似するが、その総和が大きくなると沈らのデータと同様にずれが大きくなる。一方 Görl らのデータはライム当量の総和が小さい場合でも大幅に下方にずれ、その原因として溶解時間が短いことやスラグが CaO, 2 CaO · SiO₂, 3 CaO · SiO₂ 飽和で MgO を含まないことがあげられる。

次に、各研究者の $\gamma_{\text{Fe}_2\text{O}}$ の測定値と(23式)による計算値との比較を図-13に示す。ただし、沈ら¹⁾および Fetter¹⁷⁾の $\gamma_{\text{Fe}_2\text{O}}$ は Fe₂O < 40 wt % のスラグについての測定値のみをプロットした。図示されるように各測定値とも計算値と近似するが、Fe₂O が高濃度になるといく分低下の傾向が認められる。

以上の検討により、本研究で導き出した溶鉄と CaO-MgO-Fe₂O-SiO₂ 系スラグ間の硫黄および酸素の分配平衡の各実験式は Fe₂O < 30 wt % のスラグに対してかなり高い精度で適用できることが明らかにされた。さらに高濃度の Fe₂O を含む場合は成分酸化物、とくに Fe₂O の作用係数を修正する必要がある。

4. 結 言

20 wt % 以下の Fe₂O を含む MgO 飽和 CaO-MgO-Fe₂O-SiO₂ 系スラグと溶鉄間の諸成分の分配平衡を1600℃にて測定し、以下の結果を得た。

- (1) MgO の飽和溶解度は従来の測定結果と良く一致した。
- (2) 本研究の分配平衡データを硫黄および酸素の溶鉄中への溶解反応の平衡定数および活量の公表データと組合せることにより Sulphide capacity を評価し、スラグ成分のモル分率および理論的光学塩基度の関数として次の各実験式を導いた。

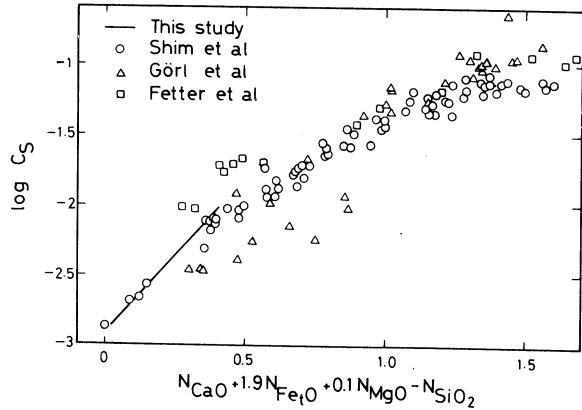


図-12 本研究のlog C_S値と他の研究者の測定値との比較

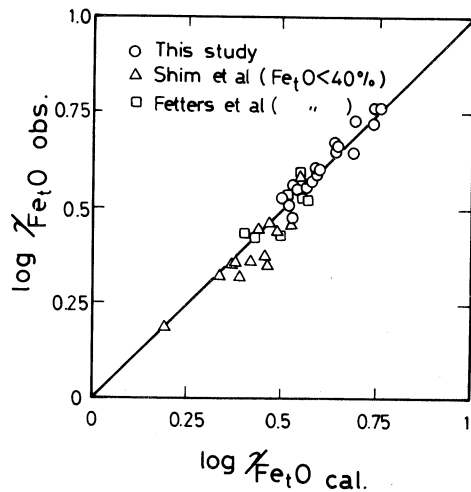


図-13 本研究のlog $\gamma_{\text{Fe}_2\text{O}}$ 値と他の研究者の測定値との比較

$$\log C_S = 2.28 (N_{CaO} + 1.9 N_{FeO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2}) - 2.91$$

$$\log C_S = 1.06 \log N_{FeO} + 11.29 \Lambda - 8.71$$

$$\log C_S = 0.816 \log N_{FeO} + 2.37 (N_{CaO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2}) - 1.626$$

(3) 硫黄の分配比についてはスラグのモル組成および酸素ポテンシャルの関数として次式を導いた。

$$\log L_S = 2.25 (N_{CaO} + 1.9 N_{FeO} + 0.1 N_{MgO} - N_{SiO_2}) - \log [\% O] - 2.02$$

(4) 酸素の分配平衡および FeO の活量係数については次の各式を導いた。

$$\log [\% O] = 0.736 \log N_{FeO} + 1.82 \Lambda - 1.54$$

$$\log \gamma_{FeO} = -0.28 \log N_{FeO} + 1.86 \Lambda - 0.93$$

(5) 従来の研究結果との比較, 検討により, 上記の各実験式は $FeO < 30 \text{ wt } \%$ の $CaO-MgO-FeO-SiO_2$ 系スラグに対して十分高い精度で適用できることを明らかにした。

(昭和61年 5月14日 受理)

文 献

- 1) 沈 載東, 萬谷志郎: 鉄と鋼, 67, 1735 (1981).
- 2) 沈 載東, 萬谷志郎: 鉄と鋼, 68, 252 (1982).
- 3) 水渡英昭, 井上 亮: 鉄と鋼, 70, A 157 (1984).
- 4) 日本学術振興会製鋼第19委員会編: 鉄鋼化学分析全書, 第8巻, (日刊工業新聞社 1963).
- 5) Osborn, E. F. and Muan, A.: Phase Equilibrium Diagrams of Oxide System, Plate 2, System $CaO-MgO-SiO_2$, (Amer. Ceram. Soc. 1960).
- 6) Floridis, T. P. and Chipman, J.: Trans. AIME, 212, 549 (1958).
- 7) Ban-ya, S. and Chipman, J.: Trans. Met. Soc. AIME., 242, 940 (1968).
- 8) 日本学術振興会製鋼第19委員会編: 製鋼反応の平衡推奨値, (日刊工業新聞社 1968).
- 9) Fischer, W. A. and Ackerman, W.: Arch. Eisenhüttenw., 36, 695 (1965).
- 10) Schenck, H.: Arch. Eisenhüttenw., 37, 545 (1966).
- 11) 曹 定, 片山 博: 鉄と鋼, 72, 1293 (1986).
- 12) Duffy, J. A. and Ingram, M. D.: J. Inorg. Nuclear Chem., 37, 1203 (1975).
- 13) Duffy, J. A. and Ingram, M. D.: J. Chem. Soc., Farad. Trans. I, 74, 1410 (1978).
- 14) Tsao, T. and Katayama, H. G.: Trans. ISIJ, 26, 717 (1986).
- 15) Pauling, L.: J. Am. Chem. Soc., 54, 3570 (1932).
- 16) Pauling, L.: The Nature of the Chemical Bond, 3rd. ed., 93 (Cornell University, 1960).
- 17) Fethers, K. L. and Chipman, J.: Trans. AIME, 145, 95 (1941).
- 18) Görl, E., Oeters, F. and Scheel, R.: Arch. Eisenhüttenw., 37, 441 (1966).

学 術 研 究 発 表 集 録

理 工 編

(昭和60. 4. 1~61. 3. 31)

建築工学科・図学

荒川卓 荒井幸 溝口男 本間圭二	繰返し荷重を受ける腰壁・たれ壁付き RC 柱の剛性と終局強度について	日本コンクリート工 学協会, 第 7 回コン クリート工学年次講 演会論文集	(7)565-568 (1985)
Takashi ARAKAWA Yasuyuki ARAI Mitsuo MIZOGUCHI Keiji HONMA	Stiffness and Ultimate Strength of Reinforced Concrete Columns with Spandrel Walls Subjected to Cyclic Loading	Transactions of the Japan Concrete In- stitute 1985	(7)301-308 (1985)
荒川卓 荒井幸 溝口男 本間圭二	丸鋼を使用した RC 柱の繰返し挙動に及ぼす腰壁・たれ壁の厚さと高さの影響 (その 1. 実験概要と破壊状況)	日本建築学会大会学 術講演梗概集	1985.10 (C 構造 II) 459-460
荒川卓 荒井幸 溝口男 本間圭二	丸鋼を使用した RC 柱の繰返し挙動に及ぼす腰壁・たれ壁の厚さと高さの影響 (その 2. 終局強度について)	日本建築学会大会学 術講演梗概集	1985.10 (C 構造 II) 461-462
荒井康 溝口光 佐藤敏 穂積邦 明	二方向水平力を受ける鉄筋コンクリート L 型開断面耐震壁の剪断破壊性状 (その 1. 破壊性状と荷重—変形曲線)	日本建築学会大会学 術講演梗概集	1985.10 (C 構造 II) 279-280
荒井康 溝口光 佐藤敏 穂積邦 明	二方向水平力を受ける鉄筋コンクリート L 型開断面耐震壁の剪断破壊性状 (その 2. 耐力と変形)	日本建築学会大会学 術講演梗概集	1985.10 (C 構造 II) 281-282
溝口男 荒川卓 小坂英之	パソコン・アクチュエーターオンラインシステムによる鉄筋コンクリート造立体骨組の振れ応答実験	日本建築学会大会学 術講演梗概集	1985.10 (C 構造 II) 179-180
荒井康 柴田拓 (北海道大)	開断面耐震壁を含む立体骨組の略算法—D 値法 一般骨組内の開断面立体耐震壁の解析について—その 2	日本建築学会構造系 論文報告集	(360) 157-164 (1986)
荒川卓 荒井幸 溝口男 稲越一 小土雄 賀屋玄	らせん筋で拘束された RC 柱の曲げ耐力と塑性変形性能について	日本建築学会北海道 支部研究報告集	(59) 181-184 (1986)

穂荒 荒溝 小近 沢	積井 川口 野藤 口	邦康 光智	明幸 卓男 孝則 勝	二方向水平力を受ける鉄筋コンクリートL型 開断面耐震壁の弾塑性挙動（その5．二方向 変位履歴の影響）	日本建築学会北海道 支部研究報告集	(59) 189-192 (1986)
溝荒 荒小 伊山	口井 川坂 藤口	光康 英克 淳	男幸 卓之 己也	鉄筋コンクリート造立体骨組のオンライン振 れ応答実験（その1．偏心率を変化させた場 合）	日本建築学会北海道 支部研究報告集	(59) 209-212 (1986)
内土 大	田屋 築	哲和	也勉 夫	施工進展を考慮した有限要素法による直接基 礎建物の沈下過程解析	日本建築学会大会学 術講演梗概集	60.10
土山 大	屋口 築	和	勉元 夫	ネガティブフリクションが作用する杭基礎建 物の有限要素法による沈下過程解析	同 上	〃
大吉 土	築田 屋	和光	夫徳 勉	鉛直荷重を受ける5本杭支持独立フーチング の亀裂荷重について	同 上	〃
吉大 土	田築 屋	光和	徳夫 勉	鉛直荷重を受ける6本杭支持独立フーチング の有限要素法解析（解析結果に基づく板底面 の最大引張主応力度の推定）	同 上	〃
大土	築屋	和	夫勉	鉛直荷重を受ける4本杭支持独立フーチング のせん断耐力に関する実験的研究	室蘭工業大学研究報 告 理工編 第35号	60.11
土大 小	屋築 幡	和	勉夫 守 (北大)	軟弱地盤における建築構造物の即時沈下およ び圧密沈下の三次元有限要素法解析	日本建築学会 構造 系 論文報告集 No. 361	61.3
大金 堀土	築井 屋	和載 香	夫南 里勉	鉛直荷重を受ける4本杭支持独立フーチング の有限要素法解析（その1 板底面の引張主 応力度について）	日本建築学会北海 道支部研究報告集 構 造系 No. 59	61.3
大金 土堀	築屋 井	和載 香	夫南 里勉	鉛直荷重を受ける4本杭支持独立フーチング の有限要素法解析（その2 引張主応力度に 基づく亀裂荷重について）	同 上	〃
吉大 土	田築 屋	光和	徳夫 勉	鉛直荷重を受ける7本杭支持独立フーチング の有限要素法解析（解析結果に基づく亀裂荷 重推定式について）	同 上	〃
土内 大	屋田 築	哲和	勉也 夫	構造物の施工進展を考慮した沈下過程解析－ II	同 上	〃
土大 鈴上	屋築 木島	和優	勉夫 安紀	軟弱地盤に支持された直接基礎建物の即時沈 下および終局沈下の解析	同 上	〃
土大 山古	屋築 山口 山	和浩	勉夫 元昭	ネガティブフリクションを受ける建築構造物 の沈下過程解析（その2 軟弱層厚が平面的 に異なる場合）	同 上	〃

泉 滴	草	清 久	人 人	複合騒音のうるささの評価に関する模擬居間実験(1)	日本建築学会大会学術講演梗概集	D-115~116, 1985
泉		清	人	ヨーロッパ共同体の衝撃音の不快感に関する共同研究について	日本音響学会騒音研究会	p.1~8 N86-03-7 1986
泉		清	人	騒音の心理的不快感の評価について	日本建築学会第27回音シンポジウム	p.1~10 1986
泉 佐 佐	藤 藤	清 哲 蔵	人 身 人	現場と実験室における騒音評定の相違についての考察—騒音の不快感の評価に関する研究(34)—	日本建築学会北海道支部研究報告集(計画系)	p.33~36 No.59, 1986
泉 滴	草	清 久	人 人	自動車と鉄道の複合騒音の不快感に関する実験(1) —騒音の不快感の評価に関する研究(35)—	同 上	p.37~40 No.59, 1986
後 長 (日本セメント)	藤 島	知 弘	以 弘	北海道の生コンクリート配合値に対するJASS 5 指針調合法の適合性	日本建築学会大会学術講演梗概集(東海) A	A, 389 (1985.10)
洪 後 鎌 田 西	藤 田 畑 田	悦 郎 (北大) 知 英 (北大) 雅 幸 (北大) 朗 (北大)	郎 以 治 幸 朗	各種セメントを用いたコンクリートの材令20年までの強度および弾性係数の変化	セメント協会 セメント技術年報	(39), 304 (1985.12)
洪 後 鎌 田 西	藤 田 畑 田	悦 郎 (北大) 知 英 (北大) 雅 幸 (北大) 朗 (北大)	郎 以 治 幸 朗	各種セメントを用いたコンクリートの材令20年までの中性化およびひびわれの状況	同 上	(39), 308 (1985.12)
後 野 鈴 村	藤 月 木 (東急建設)	知 博 宏 (東亜建設工業)	以 征 幸 宏	道内生コンクリート工場の実施配合値に対する重回帰分析	日本建築学会北海道支部研究報告集・構造系	(59), 1 (1986.3)
後 野 牧	藤 月 田 (伊藤組土建)	知 博 剛	以 征 剛	Popovics の C_3S 量を含むコンクリート強度推定式の適合性	同 上	(59), 5 (1986.3)
鎌 田	紀 彦			寒冷地における在来木造構法の改良に関する研究(II)	日本建築学会大会学術講演梗概集 E 建築計画・農村計画	1985 469~470p
平 鎌 鈴	向 田 木	邦 紀 大	夫 彦 隆	寒冷地における木造断熱壁体の内部結露に関する研究(その3) 通年測定結果及び定常実験方法についての考察	日本建築学会大会学術講演梗概集 D 環境工学	1985 895~896p
鈴 鎌 平	木 田 向	大 紀 邦	隆 彦 夫	寒冷地における木造断熱壁体の内部結露に関する研究(その4) 上下密閉壁による内部結露防止構法	同 上	1985 897~898p

鎌田紀彦			寒地住宅としての在来木造構法の改良に関する研究 (その9. 実用化・普及へ向けての提言)	日本建築学会北海道支部研究報告集 構造系	1986. 3 25~28p
寺鎌原鈴坂森	山田口木牧本	哲紀大俊利彦	既存木造住宅の断熱改修による効果に関する研究	日本建築学会北海道支部研究報告集 計画系	1986. 3 113~116p
鎌鈴平	田木向	紀大邦彦隆夫	寒冷地における木造断熱壁体の内部結露に関する研究	寒地技術シンポジウム '85	1985.11 71~76p
鎌鈴坂	田木牧	紀大俊彦隆哉	寒冷地における在来木造構法の改良に関する研究	同 上	1985.11 77~82p
電気系 (電気工学科, 電子工学科, 第二部電気工学科)					
織村沖	笠井野	桂太郎樹夫	固体粒子の衝突による電荷分離の規則性について	昭和60年度電気関係学会北海道支部連合大会講演論文集	1985. 8 .29 P-266
織沖	笠野	桂太郎樹夫	水が流れる金属管の帯電とレナード効果との関連性について	同 上	1985. 8 .29 P-267
近大藤	藤窪原 (北海道大)	修協一	可変周波数運転同期電動機の乱調解析 (インバータ直流フィルタの影響 I)	電気関係学会北海道支部連合大会講演論文集	1985. 9 .29
近大藤	藤窪原 (北海道大)	修協一	可変周波数運転同期電動機の乱調解析 (インバータ直流フィルタの影響 II)	電気関係学会北海道支部連合大会講演論文集	1985. 9 .29
三三近大藤	好浦藤窪原 (北海道大)	洋秀輝文修協一	電力系統における乱調振動の一近似解析 (負制動係数)	電気関係学会北海道支部連合大会講演論文集	1985. 9 .29
三青近大藤	好砥藤窪原 (北海道大)	洋禎輝久修協一	電力系統における乱調振動の一近似解析 (低周波共振付近の過渡トルク I)	電気関係学会北海道支部連合大会講演論文集	1985. 9 .29
松松藤	田島原	敏由太郎一	直流機過渡整流の一計算	S 60年電気学会全国大会	60. 4 . 2
松辻鈴近	田村木藤	敏輝好俣彦雄夫郎	防波施設に併設する波力発電装置の研究 — 波力水車模擬実験装置 —	S 60年電気関係学会北海道支部連合大会 No. 74	60. 9 .30
	同 上		防波施設と併設する波力発電装置の研究 — チョッパ電力変換器による制御と解析 —	同 上 No. 75	60. 9 .30
松鈴沢	田木井	敏好孝彦夫哉	整流アーク測定装置による火花号数の検討	同 上 No. 78	60. 9 .30

鈴木 好夫 沢井 孝哉 松田 敏彦	直流機整流アーク継続時間測定装置	S 60年電気関係学会 北海道支部連合大会 No. 77	60. 9 .30
近藤 俣郎 松田 敏彦 他	沿岸固定方式による波浪エネルギー利用に関する研究	S 59年度科学研究費 補助金研究成果報告 書	60. 4
松田 敏彦 鈴木 好夫	直流機整流火花号数の定量的検討	電気学会回転機研究 会資料番号 RM-85-69	60.11.12
松島 由太郎 松田 敏彦 藤原 一	直流機過渡整流の基礎解析	同上 RM-85-66	60.11.12
松田 敏彦 鈴木 好夫	整流アーク継続時間測定装置とその火花号数検討への応用	室工大研報 (理工 編) 第3号	60.11
渡部 近藤 谷野 奥 松田 藤田	沿岸設置型波力発電装置の現地性能に関する研究 Study on a Wave power (part 2) 若谷直治記念財団研究報告書	Vol. 8 (1985)	S 60
伊達 隆三	インバータ駆動誘導電動機の近似円線図法について	電気関係学会北海道 支部連合大会	昭和60年 9月
Hiroshi TAZAWA Hikaru TAKENAKA Yukinori SUZUKI	Thermal step response of chicken eggs in a altered environments	The Physiologist	28, 368 1985
Hiroshi TAZAWA Shoji NAKAGAWA	Response of egg temperature, heart rate and blood pressure in the chick embryo to hypothermal stress	Journal of Comparative Physiology	155 B, 195-200 1985
Hiroshi TAZAWA Hikaru TAKENAKA	Cardiovascular shunt and model analysis in the chick embryo	Munksgaard	179-198 1985
A. H. J. Visschdijk (Univ. of Utrecht)	Variability of shell conductance and gas exchange of chicken eggs	Respiration Rhysiology	59, 339-345 1985
Hiroshi TAZAWA Johannes Piiper (Max-Planck- Inst.)	Direct measurements of allantoic blood flow in the chicken, Gallus domesticus Responses to alteration in ambient temperature and Po ₂	Comparative Bio- chemistry and Phys- iology	81 A 641-642, 1985

Yukinori SUZUKI Hiroshi TAZAWA Yoshinori MITAMURA Toshiyuki SHIMOOKA Tomohisa MIKAMI (Univ. of Hokkaido)	Microcomputer based automatic control system for left ventricular assist pump	昭和60年電気関係学会北海道支部連合大会	1985,46-47
Yukinori SUZUKI Takashi KOMORO Hikaru TAKENAKA Hiroshi TAZAWA Yoshinori MITAMURA Eiji OKAMOTO Jun SASAHARA Tomohisa MIKAMI (Univ. of Hokkido)	Microcomputer based control system for left ventricular assist pump	Memoirs of the Muroran Institute of Technology	35,135-148 1985
Hikaru TAKENAKA Yukinori SUZUKI Hiroshi TAZAWA	Adaptive QRS detection system	SICE 北海道支部学術講演会	1986,25-26
Yukinori SUZUKI Hikaru TAKENAKA Hiroshi TAZAWA	Adaptive QRS detecting system for the instantaneous heart rate monitor	Multinational instrumentation conference	1986 709-715
鈴木 幸司 竹田 中 浩 田 澤	適応的な QRS 検出システム	医用電子と生体工学 特別号	24, 528 1986
南 淳 野 村 二 滋	単元素半導体シリコン表面の酸化	日本金属学会会報	第24巻 第9号 (1985)
仲 康 岩 治 南 二 野 滋 村 淳 谷 村	シリコン陽極酸化におけるルミネッセンスの 発光機構	電気関係学会北海道 支部連合大会講演論 文集	昭和60年 9月
三 秀 清 和 水 樹 南 宏 野 二 村 滋 谷 村	陽極酸化法による薄膜 SiO ₂ の形成と評価	電気関係学会北海道 支部連合大会講演論 文集	昭和60年 9月

吉原大伊南野	野田塚藤條村	樹行彦一二滋 正博喜公淳	EBIC 法によるシリコン陽極酸化 MIS 型及び ショットキー障壁型太陽電池の測定	電気関係学会北海道 支部連合大会講演論 文集	昭和60年 9 月
藤天山南野	岡野田條村	弘功進二滋 淳	温度勾配徐冷法による InP の結晶成長	電気関係学会北海道 支部連合大会講演論 文集	昭和60年 9 月
三清水南野	宅野谷條村	樹浩宏二滋 秀和和淳	陽極酸化法による薄膜 SiO ₂ の形成と評価	電気化学協会北海道 支部 第12回研究発 表会講演要旨集	昭和61年 1 月
三高水南野	宅橋谷條村	樹豊宏二滋 秀和淳	薄い陽極酸化 SiO ₂ 膜を用いた MOS FET の 試作	電気化学協会北海道 支部 第12回研究発 表会講演要旨集	昭和61年 1 月
仲岩南野	谷倉條村	康治二滋 禎淳	アモルファスシリコンの陽極酸化	電気化学協会北海道 支部 第12回研究発 表会講演要旨集	昭和61年 1 月
吉大原伊南野	野塚田藤條村	樹彦行一二滋 正喜博公淳	EBIC 法による陽極酸化シリコン MIS セルの キャリア輸送機構	電気化学協会北海道 支部 第12回研究発 表会講演要旨集	昭和61年 1 月
三水清南野	宅谷野條村	樹宏浩二滋 秀和和淳	陽極酸化法による薄膜 SiO ₂ の作製とそのデ バイスへの応用	応用物理学会北海道 支部 第21回学術講 演会講演予稿集	昭和61年 1 月
仲水岩吉南野	谷谷倉野條村	康宏治樹二滋 和禎正淳	アモルファスシリコンの陽極酸化	応用物理学会北海道 支部 第21回学術講 演会講演予稿集	昭和61年 1 月
吉大原伊南野	野塚田藤條村	樹彦行一二滋 正喜博公淳	EBIC 法によるシリコン MIS セルのキャリア 輸送機構に関する一考察	応用物理学会北海道 支部 第21回学術講 演会講演予稿集	昭和61年 1 月
藤天山南野	岡野田條村	弘功進二滋 淳	温度勾配徐冷法による InP の結晶成長	応用物理学会北海道 支部 第21回学術講 演会講演予稿集	昭和61年 1 月

藤笹佐山南野	宏博 淳	弘行世進二滋	イオン化蒸着法による InP 薄膜の作製	応用物理学会北海道支部 第21回学術講演会講演予稿集	昭和61年 1 月
小加吉南野	野藤野條村	寛史樹二滋	半導体電極の光電気化学効果による水素発生	応用物理学会北海道支部 第21回学術講演会講演予稿集	昭和61年 1 月
上高	田橋 勇	治実	単結晶 Fe 電着薄膜の磁気異方性	日本物理学会 (第40回)	1985. 2
上 田	勇 治		Fe-Ni 合金の結晶構造と磁性	電気四学会, 北海道支部連合大会講演論文集	1985.10
銚西坂松	館辻口浦 勇	之昭威二	グロー放電における電子エネルギー分布の測定とその改良について	電気関係学会北海道支部連合大会講演論文集	1985. 9 .28
松坂銚星西	浦口館山辻 俊満	二威之雄昭	拡散方程式を用いた He グロー放電陽光柱の静特性の解析 — Sjk の影響 —	同 上	同 上
坂松銚星西	口浦館山辻 勇俊満	威二之雄昭	拡散方程式によるネオングロー放電陽光柱の解析 (II)	同 上	同 上
松坂	浦口 勇	二威	グロー放電陽光柱内の中性気体温度の測定法に関する考察	室蘭工業大学研究報告 理工編	No35,149-158(1985)
坂松畑瀬松西	口浦中戸田辻 勇雅俊和	威二彦樹浩昭	拡散方程式を用いたネオングロー放電陽光柱の径方向特性の解析	電気学会論文誌 A	105-A, (12), 637 (1985)
西坂	辻口 昭威		グロー放電の衝突機構と電子エネルギー分布との関係	第3回「プラズマプロセッシング研究会」資料	1986. 1 .28
倉棚 重田 龍一郎	龍一郎		新しいフレーム理論によるパソコンとビデオ併用形 CAI の開発について	教育工学関連学協会連合全国大会	1985年 9 月27日
倉棚 重田 龍一郎	龍一郎		パソコンとマークカードリーダーによる教育評価 システムの開発について	教育工学関連学協会連合全国大会	1985年 9 月27日
棚倉 田重 龍一郎	龍一郎		パーソナルコンピュータと LAN を利用した電気工学実験自動化システムの開発	教育工学関連学協会連合全国大会	1985. 9 .27

化学系 (化学, 工業化学科, 化学工学科)

富士川計吉 石(山陽国策パルプ) 中島弘司 喜多英明 (北大理)	SPE 膜電極の挙動(12) 微細孔構造と活性部 分の埋込深さについて	日本化学会第50春季 年会	60年 4月3日
成田和之 富士川計吉 中島弘司 喜多英明 (北大理)	SPE 膜電極の挙動(13) 種々の SPE 膜電極の 分極および放電特性	電気化学協会第52回 大会	60年 4月4日
富士川計吉 山川隆光 吉村田昌義 喜本多明 (北大理)	SPE 型水素・酸素燃料電池の試作	電気化学協会第52回 大会	60年 4月4日
中橋正信 富士川計吉 魚崎浩平 喜多英明 (北大理)	n-GaAs 電極の光溶解挙動	電気化学協会第52回 大会	60年 4月4日
浦口雅弘 富士川計吉 金塚高次雄 加納久雄	メタンの水蒸気改質におけるパラジウム・炭 素系触媒の活性	日本化学会北海道支 部1985年夏季研究発 表会	60年 7月27日
林川昭仁 富原孝四郎 宮(北大触研)	炭素と水蒸気の反応におけるアルカリ金属触 媒の作用機構(1)	同 上	同 上
大沼慶江子 林士川昭仁 富原孝四郎 宮(北大触研)	炭素と水蒸気の反応におけるアルカリ金属触 媒の作用機構(2)	同 上	同 上
中橋正信 富士川計吉 魚崎浩平 喜多英明 (北大理)	白金処理した n-GaAs の光電気化学溶解	同 上	同 上
菊地一弘 富士川計吉 中島弘司 喜多英明 (北大理)	Pd 電極上のモノオレフィン還元に見出され る二径路反応機構	同 上	同 上

吉彦 茂光則明司 (北大理)	計雅 隆昌義弘 (北大理)	川木 立川田本島 多	富士 露(日立) 山吉村山中 喜	SPE 型燃料電池の試作, Pd 処理 Pt-SPE 膜 電極の性能向上	日本化学会北海道支 部1985年夏季研究発 表会	60年 7月27日
之吉孝明 (北大理)	吉計康英 (北大理)	川場多	由富士 馬喜	SPE 膜電極の挙動(14) SPE 膜のエッチング 処理の影響	同 上	同 上
之吉司明 (北大理)	和計弘 (北大理)	田川島多	成富士 富中喜	SPE 膜電極の挙動(15) 酸素電極の触媒活性 化法の検討	同 上	同 上
伸吉司明 (北大理)	孝計弘 (北大理)	橋川島多	石富士 富中喜	SPE 膜電極の挙動(16) メタノールの酸化	同 上	同 上
吉則明丈光明 (北大理)	計昌義裕隆英 (北大理)	川田本島多	富士 村山藤吉喜	SPE 型水素空気燃料電池の試作 — 液なしセ ル用電極の性能向上	電気化学協会1985年 秋季大会	60年 10月1日
伸吉司明 (北大理)	孝計弘 (北大理)	橋川島多	石富士 富中喜	SPE 膜電極の挙動(18) 白金付 SPE 膜電極上 のメタノール電解酸化	同 上	同 上
次弘吉雄	高雅計久	塚口川納	金浦富士 富加	メタンの水蒸気改質におけるパラジウム・炭 素触媒の改良	日本化学会第51秋季 年会	60年 10月3日
吉仁次郎 (北大触研)	計昭高孝四郎 (北大触研)	川塚原	富士 林金宮	炭素の水蒸気による接触ガス化 — アルカリ 金属触媒の作用機構 —	同 上	同 上
明司 (北大理)	英弘 (北大理)	多島	喜中 富士川	SPE 膜電極の電極特性と CO 酸化	触媒	27巻, 6号 211頁, 1985

吉彦 計英 川策 山陽 富士 石中 喜多 (北大理)	SPE 膜電極 (Pt-Nafion 315) の分極挙動とその抵抗成分	電気化学および工業物理化学	54巻, 1号 55頁, 1986
之孝 吉美 計英 川裕 由馬 鈴富 喜多 (北大理)	SPE 膜電極の挙動 (18) H_2O_2 による SPE (Nafion [®]) 改質の効果	電気化学協会北海道支部 第12回研究発表会	61年 1月17日
吉孝 和己 計英 川紀 伊藤 北高 田千 喜多 (北大理)	SPE 型水素・酸素燃料電池の製作—セル型式について—	同上	同上
孝之 吉明 康吉 場川 馬由 士富 喜多 (北大理)	SPE 膜電極の挙動 (19) SPE 膜の過酸化水素処理	日本化学会北海道支部1986年冬季研究発表会	61年 2月6日
明吉 英計 多川 喜士 富士 川	CH_3OH , $HCOOH$, CO の電気化学的酸化—白金電極におけるボルタモグラム—	日本化学会北海道支部1986年冬季研究発表会	61年 2月6日
次江 子仁 高慶 塚沼 金大 林富 士川	炭素の水蒸気ガス化におけるアルカリ金属触媒の作用機構(1)	同上	同上
仁吉 昭計 林富 士川	炭素の水蒸気ガス化におけるアルカリ金属触媒の作用機構(2)	同上	同上
次雄 弘吉 高泰 塚部 金阿 浦富 士川	メタンの水蒸気改質におけるパラジウム・炭素系触媒の活性および選択性	同上	同上
Nobuyasu ENOKI (Hokkaido Univ.)			
Ryoichi ISHIDA Shiro URANO (Hokkaido Univ.)	New Tricarbocyclic Cyclopropanoid Diterpenes from the Brown Alga <i>Dictyota Dichotoma</i>	Tetrahedron Letters	26, (14) 1731 (1985)
Takeshi MATSUMOTO (Hokkaido Univ.)			
次孝 奈美 高真 康久 場川 馬古 加納	管理図法による化学工程管理 (第11報) 工程変化に対する連和管理図の特性	日本化学会北海道支部1985年夏季研究発表会	1985. 7. 27

坂金昌加	本塚浦納	明高明久	彦次己雄	酸素吸着による担持銀触媒のキャラクタリゼーション	日本化学会北海道支部1985年夏季研究発表会	1985.7.27
大林富加	沼川塚納	慶昭計高久	江子仁吉次雄	炭素と水蒸気の反応におけるアルカリ金属触媒の作用機構(2)	同 上	同 上
浦阿富加	口部川塚納	雅泰計高久	弘雄吉次雄	メタンの水蒸気改質におけるパラジウム—炭素系触媒の活性	同 上	同 上
金 塚 高 次				測定誤差がある場合の \bar{x} -R 管理図の検出力	品 質	15, 232 (1985)
金 塚 高 次 和 (北海道松下電器)				測定誤差のある場合の \bar{x} -R 管理図用検出力計算図表	品質管理	36, 1747 (1985)
坂金昌加	本塚浦納	明高明久	彦次己雄	担持銀触媒上の吸着酸素とエチレンの反応	日本化学会北海道支部1986年冬季研究発表会	1986.2.6
金 塚 高 次 大林富加	高慶昭計	江子仁吉		炭素の水蒸気ガス化におけるアルカリ金属触媒の作用機構(1)	同 上	1986.2.7
金 塚 高 次 阿浦富加	高泰雅計	次雄弘吉		メタンの水蒸気改質におけるパラジウム—炭素系触媒の活性および選択性	同 上	同 上
金古加	塚川納	高真久	次美雄	管理図法による化学工程管理 (第12報) 連和 R 管理図の特性	同 上	同 上
坂木金昌加	本村塚浦納	明高明久	彦次己雄	担持銀触媒上の酸素吸着およびエチレン酸化に対する銀粒子径の影響	石油学会・日本化学会共催 第15回石油化学討論会	1985.10.5
Masatoshi SUGIOKA Fujimi KIMURA (TDK)				Hydrogenation and Hydrogenolysis of Olefins with Hydrogen Sulfide over Sulfided Molybdena-Alumina Catalyst	Journal of Japan Petroleum Institute	28 270-273 (1985)
Masatoshi SUGIOKA Fujimi KIMURA (TDK)				Oxidation and Reduction of Molybdenum Disulfide and their Effect on the Decomposition of 2-Propanol	Journal of Japan Petroleum Institute	28 306-311 (1985)
杉 岡 正 敏 諸 橋 毅 史 (アルプス電気) 渡 辺 寛 人 (北海道大学)				担持 MoS ₂ 触媒による CO のメタン化反応	日本化学会北海道支部 夏季研究発表会	1985.7.27

杉渡 敏一 渡 正淳 (太陽誘電人 辺 寛 北海道大学)	MoO ₃ /Al ₂ O ₃ 触媒の硫化処理とシクロプロパンの異性化および水素化反応	第15回石油化学討論会	1985.10. 5
杉渡 敏一 渡 正淳 (太陽誘電人 辺 寛 北海道大学)	MoS ₂ の表面酸性質とシクロプロパンの異性化反応	日本化学会北海道支部 冬季研究発表会	1986. 2 . 6
上野 夫也 菖 直己 加 道明 金 高久 納 次雄	活性炭触媒上でのポリエチレンとポリプロピレンの分解中間フラグメントの反応性の比較	日本化学会第50春季年会	1985. 4 . 2
野上 也夫 菖 直己 加 道明 納 久 雄	活性炭触媒上でのポリプロピレンの分解の初期低分子化過程	日本化学会北海道支部1985年夏季研究発表会	1985. 7 . 27
上野 夫也 菖 直己 加 道明 納 久 雄	活性炭触媒によるジメチルヘプテン類の脱水素環化反応	第15回石油化学討論会	1985.10. 5
上菖 夫也 金 直己 加 道明 納 高久 次雄	活性炭触媒によるポリエチレンの分解	日本化学会誌	1985 (4), 735
上菖 夫也 野 直己 加 道明 納 久 雄	活性炭触媒によるポリプロピレンの分解	日本化学会誌	1985 (7), 1429
上菖 夫也 野 直己 加 道明 納 久 雄	活性炭触媒上でのポリプロピレン一次分解フラグメントの反応	日本化学会誌	1985 (8), 1568
上菖 夫也 野 直己 加 道明 納 久 雄	活性炭触媒によるジメチルヘプテン類の脱水素環化反応	石油学会誌	28, (6) 477 (1985)
上 夫也 (分担執筆)	新しい物理化学実験	三共出版	1986
Noboru TAKENO Tohoru FUKUSHIMA Shin-ichi TAKEDA	Utilization of " 2 - Pyrrolidone Hydrotribromide" in the Synthesis of Flavones	Bulletin of The Chemical Society of Japan	58, (5) 1599-1600 (1985)
東 洋藤 渡男 小 松	無水マレイン酸変性超高分子量ポリエチレンと高炉スラッグ主成分、酸化カルシウム、二酸化硅素との複合材料の力学的性質	高分子学会北海道支部大会講演	昭和61年 2月1日

Nobuhiro TAKANO Noboru TAKENO Mutsuo MORITA Yoshio OTSUJI (大阪府立大学)	Electrochemical Reductive Acylation of 2, 3 - Disubstituted 1 - Indenones.	Bull. Chem. Soc. Japan	1985, 2417
高野 信 弘 竹野 睦 昇 森田 吉 夫 大辻 吉 男 (大阪府立大学)	アセサイクロンおよびフェンサイクロン電解 還元反応	電気化学	53, 807 (1985)
高橋 洋 志 竹内 隆 男	向流式移動層における壁からの熱伝達	化学工学論文集	Vol. 11 304(1985)
高橋 洋 志 篠原 邦 夫	基礎粉体工学講座「動的挙動」	粉体工学会誌	Vol. 22 701(1985)
高橋 洋 志 竹内 隆 男	ファネルフローホッパーにおける石炭粒子群 の速度特性	化学工学協会第51年 会研究発表講演要旨 集	1986年 3 月
小幡 英 二 渡辺 健 夫 向井 健 一	モデルサイクロンによる捕集最大限界粒子径 の決定法	第23回粉体に関する 討論会	1985.10.31
渡辺 治 夫 小幡 英 二	着目成分粒子出現間隔による粒子混合度の評 価	第23回粉体に関する 討論会	1985.11. 2
渡辺 治 夫	品質管理と製品	粉体と工業	Vol. 17 No6,39~44 1985. 6
渡辺 治 夫	設備投資の経済収支と採算性	粉体と工業	Vol. 17 No7,46~53 1985. 7
安藤 公 二 正岡 諭 池部 薫 秋吉 亮 杉田 治八郎	乳化型液体膜による重クロム酸イオンの抽出	日本工業用水協会第 21回研究発表会	1986. 3 .28

開 発 工 学 科

佐藤 干 城 後藤 藤 彦 吉田 龍 豊 中川 淳 司	各種破壊による石炭の粒度特性	日本鉱業会春季大会	1985. 4 . 4
後藤 藤 彦 佐本 龍 干 一 間 裕 城 之	石炭の AE 計測に関する基礎的実験	日本鉱業会北海道支 部秋季講演会	1985.11. 7
後藤 藤 彦 佐藤 龍 干 城	炭層ボーリングシミュレーション時における 諸現象の計測	北海道炭鉱技術会シ ンポジウム	1985.12.18
後藤 藤 彦 佐藤 龍 干 城 福島 剛 篤 出口 剛 太	封圧下における石炭の力学的挙動	日本鉱業会誌	101巻 1174号 1985.12

古後佐	林藤	龍干	誠彦城	3種類の岩石に対する間隙流体圧試験	開発技報	28巻 1986. 3
本後佐	間藤	裕龍干	之彦城	赤平炭の AE 計測に関する基礎的実験	開発技報	28巻 1986. 3
佐板	藤倉	一賢	彦一	線形ひずみ軟化特性を有する岩盤の構成方程式と円孔の軸対称問題	日本鉱業会昭和60年度春季大会	1985. 4. 4
板佐小	倉藤山	賢一和	一彦人	岩石の巨視的破壊に先行する AE エネルギー分布の集中と拡散	日本鉱業会昭和60年度春季大会	1985. 4. 3
出板佐定	口倉藤	剛賢一真	太一彦一	地震計および AE センサから成る局所岩盤監視システムについて	日本鉱業会昭和60年度春季大会	1985. 4. 4
佐板中	藤倉垣	一賢	彦一薫	採炭切羽始発部周辺の岩盤挙動に関する模型実験	日本鉱業会昭和60年度春季大会	1985. 4. 4
Kazuhiko SATO Yoshiaki FUJII (北海道大学) Yoji ISHIJIMA (北海道大学) Shigenori KINOSHITA (北海道大学)				Microseismic Activity Induced by Longwall Coal Mining	Proceedings of the Fourth Conference on Acoustic Emission/Microseismic Activity in Geologic structures and Materials, held at the Penn. state Univ.	1985.10
Iwao NAKAJIMA (北海道大学) Ken-ichi ITAKURA Masuyuki UJIHIRA (北海道大学)				Consideration for Acoustic Emission Activity from Coal and Gas Outbursts	Proceedings of the Fourth Conference on Acoustic Emission/Microseismic Activity in Geologic Structures and Materials, held at the Penn. state Univ.	1985.10
Kazuhiko SATO Toshiro ISOBE (北海道大学) Noriyasu MORI (北見工業大学) Takashi GOTO (北見工業大学)				Microseismic Activity Associated with Hydraulic Mining	International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanical Abstracts	23, 85-94 (1986)
佐佐板	藤藤	一干龍賢	彦城彦一	トルク検層を利用した山はね・ガス突出の危険性評価に関する研究	昭和60年度科学研究費補助金(試験研究2)研究成果報告書	1986. 3

土木工学科

松岸能	岡町	健徳純	一光雄	無限弾性体中の液体で満たされた厚肉円筒が入射せん断波を受けるときの動的応答	土木学会第40回年次学術講演会 講演概要集 第1部	1985. 9
-----	----	-----	-----	---------------------------------------	---------------------------	---------

菅松能	田岡町	紀健純	之一雄	二層同心円柱を伝わる曲げ波動の位相速度について	土木学会第40回年次 学術講演会 講演概 要集 第1部	1985. 9
三能松	上岡町	敬純健	司雄一	サンドクッション材上の落石の衝撃力に関し て	同 上	同 上
谷岸能	山町	徳純	剛光雄	リブ付円筒体シエルの衝撃応答について	同 上	同 上
岸松能	岡町	徳健純	光一雄	単純支持された多層複合成梁の横衝撃につ いて	材料	第34巻 第387号 1985.12
谷岸松能	山岡町	徳健純	剛光一雄	集中外力を受けるリブ付円筒形シエルの動的 応答	土木学会北海道支部 論文報告集	第42号 1986. 2
天松吉能	野岡田町	俊健純	哉一雄	入射弾性波を受ける弾性体中にある円筒の過 渡的応答解析	同 上	同 上
菅松岸能	田岡町	紀健徳純	之一光雄	動的集中力を受ける二層円柱の応答解析	同 上	同 上
三松能	上岡町	敬健純	司雄一	サンドクッション材上への落石による衝撃力	同 上	同 上
西岸松能	村岡町	哲徳健純	治光一雄	台形状の谷を有するフィルダムの固有振動解 析	同 上	同 上
松田石能大澤	岡中倉町島田	健建	一功治彦之之	杭枠式消波構造物の力学特性に関する実験的 研究	同 上	同 上
松菅能木	岡田町田	健紀純哲	一之雄量	二層同心円柱を伝わる弾性波の伝播速度	構造工学論文集	Vol. 32 A 641-648 1986. 3
鈴尾	木崎		崇訓	水中におけるコンクリートの圧縮疲労強度の 改善について	土木学会第40回年次 学術講演会 講演概 要集, 第5部	1985. 9 .11
尾松	崎谷	正	訓憲	60年間, 海水の作用を受けたコンクリートの 性状について	土木学会北海道支部 論文報告集 第42号	1986. 2 .13
杉本	博	之		無補剛平板よりなる圧縮柱の設計について	構造工学論文集	31A,93-102 (1985)
杉本	博	之		制約最適化問題のスケーリングについて	土木学会論文集 (ノート)	(356) 579-582 (1985)

杉 本 博 之	任意形状の断面よりなるトラス構造物の最小重量設計	構造工学における数値解析法シンポジウム論文集	1985 251-256
杉 本 博 之	トラス構造物の最小重量設計の一般化について	第40回年次学術講演会講演概要集	1985 327-328
杉 本 博 之 野 崎 貴 伸 小 尾 本 伸 竹 本 伸	スノーシェルターの最適設計について	寒地技術シンポジウム'85 講演論文集	1985 251-256
吉 岡 修 治 杉 本 博 之	近似構造再解析法の効率について	土木学会北海道支部論文報告集	(42) 155-158 (1986)
近 藤 俣 郎 奥 田 部 田 手 野 渡 松 土 谷 谷 野 賢 二	沿岸固定方式による波浪エネルギー利用に関する研究	昭和59年度文部省科学研究費補助金研究成果報告書	1985
近 藤 俣 郎 渡 谷 野 賢 二	沿岸域における波浪エネルギー利用計画試論	第10回土木学会海洋開発シンポジウム論文集	1985
倉 内 公 嘉 近 藤 俣 郎	透水層中の有限振幅浅水波	土木学会第40回年次学術講演会 講演概要集(2)	1985. 9. 11
浦 島 三 郎 (苫小牧高専) 一郎 石 塚 耕 一 近 藤 俣 郎	スリットケーソンの消波機能に及ぼす効果	土木学会第40回年次学術講演会 講演概要集(2)	1985. 9. 11
近 藤 俣 郎 谷 野 部 内 岡 渡 倉 松 功	防波施設に併設する波浪エネルギー吸収装置の研究(4) — 取得エネルギー量の推定 —	第32回土木学会海岸工学講演会 論文集	1985
近 藤 俣 郎	閉鎖性内湾の結氷が湾口潮流流速に及ぼす影響	寒地技術シンポジウム'85講演論文集	1985
近 藤 俣 郎 松 岡 郁 夫 溝 口 (新日鉄) 猛 片 山 (新日鉄)	スリップ内における係留船舶の動揺に関する基礎的実験	土木学会北海道支部論文報告集	42, 1986
近 藤 俣 郎 倉 内 公 嘉	水室付直立透水層堤に関する有限振幅浅水波の反射率	土木学会北海道支部論文報告集	42, 1986
浦 島 三 郎 (苫小牧高専) 一郎 石 塚 耕 一 近 藤 俣 郎	透過壁型消波ケーソンの反射率に及ぼすスリット壁構造の影響	土木学会北海道支部論文報告集	42, 1986
近 藤 俣 郎	室工大における自然エネルギー利用研究の現況	北のエネルギー	4, 1986
近 藤 俣 郎	海洋エネルギー開発の近況	海と港	9, 1986

Kenji YANO Hideo KONDO Tomiji WATABE	A DEVICE FOR WAVE POWER EXTRACTION IN COASTAL STRUCTURES — FIELD TEST OF A PENDULAR SYSTEM —	Coastal Engineering in Japan	Vol. 28 1985
高藤 英 博 岡 間 田 康 聡 (三井建設)	成層多孔体における縦方向分散係数の推定について	土木学会第40回年次学術講演会 講演概要集第Ⅱ部	1985. 9 p.177~178
藤 間 聡	統計的線形化手法による透水係数の空間分布推定	土木学会第30回水理講演会論文集	1986. 2 p.301~306
藤 高 間 英 聡 岡 田 康 博	モーメント法による巨視的分散係数の推定	土木学会北海道支部論文報告集	1986. 2 42, p.179~184
藤 間 聡	鉛直二次元多層被圧帯水層における巨視的分散現象に関する研究	土木学会論文集	1986 369, II - 5 p.482~491
富 田 浩 士 小 野 武 士 齊 藤 和 章 三 好 仁 (土木技術C)	港湾に対する意識についての調査研究	第40回土木学会年次講演会 IV部	1985. 9
小 野 武 士 齊 藤 和 章 三 好 仁 (土木技術C)	道路区間の機能特性と類型化に関する研究	同 上	1985. 9
佐 藤 信 哉 齊 藤 和 夫	北海道における市町村の地域構造特性に関する研究	同 上	1985. 9
梶 谷 有 三 (苫小牧高専) 齊 藤 和 延 泰 林 (北海道開発局)	震災時における道路交通システムの連結性能について	日本道路会議特定課題論文集	1985 37~39
齊 藤 和 夫 石 井 憲 一 (日本工学院)	積雪地域における交差点の交通酔容量に関する研究	同 上	1985 355~357
齊 藤 和 夫	地方都市整備の方向と交通体系の役割	第11回北海道都市問題会議 一般報告	1985 63~84
Kazuo SAITO J. J. HENRY (Penn State Univ.) R. R. BLACKBURN (Mid West Research Institute)	Development and Application of Predictor Model for Seasonal Variations in Skid Resistance (II) — Generalized Model —	室蘭工業大学研究報告 (理工編)	(35), 1~23 (1985)
石 井 憲 一 (日本工学院) 齊 藤 和 夫	信号交差点における人と車の挙動解析	土木学会北海道支部論文報告集	(42) 313~316 (1986)
梶 谷 有 三 (苫小牧高専) 齊 藤 和 夫	港湾に対する地域住民の意識に関する研究 — 苫小牧西港を例として —	同 上	(42) 369~374 (1986)

富田浩士 川村(函館高専) 彰 斉藤和夫	港湾に対する地域住民の意識に関する研究 — 函館港を例として —	土木学会北海道支部 論文報告集	(42) 375~380 (1986)
小野武士 斉藤和夫	道路区間の特性と交通安全性に関する研究	同 上	(42) 441~446 (1986)
斉藤和夫	地域の交通事故危険度指標の開発と市町村の 類型化に関する研究	同 上	(42) 447~452 (1986)

機械系 (機械工学科, 産業機械工学科, 第二部機械工学科)

Masashi DAIMARUYA Masachika NAITOH Kaisin LIU	The Daynamic Yield Behaviour and Plastic Deformation of Metal Bars Subjected to Lon- gitudinal Impact.	Proceedings of In- ternational Conference on Ex- perimental Mechan- ics, Beijing.	1985.10
Masashi DAIMARUYA Masachika NAITOH Kaisin LIU	The Impact End Stress of a Bar Subjected to Longitudinal Compression Impact.	Bulletin of JSME	Vol.28 No.245 (1985)
臺丸谷 政 志 内 藤 正 鄰 濱 田 恒 平 奈 良 泰 夫	自由縁に衝撃荷重を受ける平板の弾性波動	室蘭工業大学研究報 告(理工編)	第35号 昭和60年 11月
臺丸谷 政 志 内 藤 正 鄰 劉 凱 欣	塑性衝突する丸棒の衝撃時間	日本機械学会論文集 (A編)	52巻474号 昭和61年 2月
佐々木 一 之 内 藤 正 鄰 臺丸谷 政 志	圧縮縦衝撃を受ける丸棒の衝突時間	日本機械学会北海道 支部第27期総会・講 演会	昭和61年 3月8日
千 葉 正 師 内 藤 正 鄰 臺丸谷 政 志	圧縮縦衝撃を受ける丸棒の塑性変形に関する 研究	日本機械学会北海道 支部第27期総会・講 演会	昭和61年 3月8日
森 部 三 樹 渡 内 藤 正 治 内 藤 正 鄰	沿岸固定形振り子式波力発電装置の研究 (実用システムのエネルギー取得効率に関す る研究)	日本機械学会北海道 支部第27期総会・講 演会	昭和61年 3月8日
奥 田 教 海 山 岸 英 明	円管内を水力輸送されるあらい球群の浮遊と 拡散について	日本機械学会論文集 (B編)	51 464-1209 (1985)
K. OKUDA H. YAMAGISHI	Relation between Suspension and Dispersion of Coarse Spherical Particles in Horizontal Pipe Flow	Bulletin of the JSME	28 246-2954 (1985)
杉 山 弘 針 生 祐 関 山 人 佐 藤 彦 奥 田 教 海	直管路内の疑似衝撃波の振動現象に関する実 験的研究(入形疑似衝撃波の場合)	日本機械学会論文集 (B編)	51, (467) 2053-2060 (1985.7)

Hiromu SUGIYAMA Hideharu HATANAKA Akihiko TAKIMOTO Takahiro SHIROTA	An Experimental Study on Shock Waves Propagating Through a Dusty Gas in a Horizontal Channel	15th Int. Symp. on Shock Waves and Shock Tubes (Univ. California, Berkeley)	1985. 7. 28 - 8. 2
Hiromu SUGIYAMA	A Numerical Study of Gas-Particle Supersonic Flow Past Blunt Bodies (The Case of Two-Dimensional Flow)	Bulletin of JSME	28, (242) 1597-1602 (1985. 8)
杉山弘彦 滝本明隆 代田隆大	固体微粒子浮遊気体中を伝ばする衝撃波の実験	宇宙科学研究所昭和60年度衝撃工学シンポジウム	p. 5 - 8 1985. 9. 27-28
杉山弘	擬似衝撃波の研究	日本機械学会 P-SC 91, 弱い衝撃波の生成, 伝播, 反射と回折に関する調査研究分科会	1986. 2. 14-15
滝本明彦 杉山弘大 代田隆海 奥田教海	水平形微粒子 — 気体衝撃波管内の流れの研究 (鈍頭物体まわりの流れの実験)	日本機械学会北海道支部第27期総会講演会講演論文集	No. 862- 1 p. 58-60 1986. 3. 8
関山雅人 杉山弘樹 武田英堅 張(中国人留学生) 奥田教海	直管路内の擬似衝撃波の構造と振動現象	同 上	No. 862- 1 p. 61-63 1986. 3. 8
杉山弘治 滝本明彦 代田大史 渡辺(キャノン)	微粒子浮遊気体中を伝ばする衝撃波に関する実験的研究 (水平形微粒子 — 気体衝撃波管内の流れ)	日本機械学会第63期通常総会講演会において講演	1986. 4. 1
Norihiro SAWA Shigenobu HAYASHI	A Study on the Engine Brake Character of Crankcase-Compression Two-Stroke Cycle Engines	SAE International Congress and Exposition	Feb. 24-28 1986 SAE Technical Paper Series No. 860036
Kohshi NISHIDA Akira MARUYAMA	Diffraction Sound Field by a Circular Aperture in the Side Surface of a Rectangular Enclosure	Bulletin of JSME	28, (239) 931-936 (1985)
西田公至 福地雅夫	エンクロージャ円形開口部からの放射音の回折	精密機械	51, (6) 1231-1237 (1985)
Kohshi NISHIDA Akira MARUYAMA	A Photographical Sound Visualization Method Using Light Emitting Diodes	Bulletin of JSME	28, (243) 2073-2077 (1985)
西田公至 藤塚桂男	境界要素法によるエンクロージャ周囲の回折音場の計算	精機学会北海道支部学術講演会	1985. 9. 15

西田公隆 至士	3次元音響インテンシティの自動測定法に関する評価	精機学会北海道支部 学術講演会	1985. 9. 15
西田公正 至雄	3次元音響インテンシティの自動計測用プロープ	室蘭工業大学研究報告(理工編)	35,71-79 (1985)
西田公俊 至明	衝撃による円柱ラムの放射音特性	同 上	35,63-70 (1985)
西田公俊 至明	ラムとビレットとの弾塑性衝突による衝撃音	日本機械学会第936 回講演会	1985.12. 5
藤塚桂男 至	境界要素法による回折音場の計算	日本機械学会東海支部 第35期総会講演会	1986. 3. 15
西田公隆 至士	三次元音響インテンシティの自動計測方法	同 上	1986. 3. 15
西田公隆 至士	音響インテンシティ自動計測法による音響パワーの測定	昭和61年度精密工学会 春季大会学術講演会	1986. 3. 29
藤塚桂男 至	境界要素法による障壁周囲の回折音場の計算	同 上	1986. 3. 29
齊当建 一	プラスチックねじの応力緩和の解析 — 解に及ぼすモデルの影響 —	昭和60年度精機学会 秋季大会学術講演会 講演論文集	p.487-489 (1985)
齊当建 一悟治	プラスチックねじの引張衝撃試験法の検討 — 試験機の試作と特性の評価 —	昭和61年度精密工学会 春季大会学術講演会 講演論文集	p.799-802 (1986)
井上平建 治一悟	プラスチックねじの衝撃強度特性について	同 上	p.795-798 (1986)
Hakaru SAITO Ikuo TOKURA Koichi KISHINAMI	An Experimental Study on Free Convection Heat Transfer from Vertically Lined Horizontal Cylinders Set between Parallel Walls	Bulletin of JSME	1985 Vol.28 No.244 p.2347
追分重義 (北見工大) 図男 齊藤英男 (北見工大) 夫 戸倉郁夫	水の凍結による管の破壊に関する研究	日本冷凍協会論文集	昭和60年 8月 Vol.2 No.2, p.79
岸浪紘 機図	不連続等温加熱部をもつ垂直平板上の自然対 流熱伝達(非加熱部の熱伝導を考慮した場合)	日本機械学会論文集 (B編)	51, (471) 3772 (1985.11)
齊藤 図 (分担)	新家庭機械・電気通論	日刊工業新聞社	昭和61年 2月
齊藤 図	積寒地におけるヒートポンプの有効利用(ハイ ブリッド方式の評価)	積寒地におけるヒート ポンプの有効利用 とその評価に関する 研究会報告書	昭和60年 5月
岸浪紘 機図	不連続等温加熱部を持つ垂直平板上の自然対 流熱伝達 (非加熱部の熱伝導を考慮した場合)	日本機械学会 北海道支部第27回講 演会講演概要集	昭和60年 8月1日

山石熊花	岸黒田岡	英亮俊	明一明裕	開放形円管サイフォンの伝熱機構 (第1報 水作動の場合の流れの可視化の結果)	日本機械学会論文集 (B編)	51, (464) (1985. 4)
花岡		裕		高速度で混合する凝縮気液二相流の流動特性	日本伝熱研究会北海道研究グループ講演会	1985. 5. 11
花岡		裕		やさしい熱力学(1) 温度と熱(熱力学の成立過程)	空気調和・衛生工学会誌	60, (1) (1986. 1)
花岡		裕		やさしい熱力学(2) エネルギーと力(熱力学に特有な概念につて)	空気調和・衛生工学会誌	60, (2) (1986. 2)
花岡		裕		やさしい熱力学(3) 熱と仕事(熱力学第1法則)	空気調和・衛生工学会誌	60, (3) (1986. 3)
花岡		裕		熱・流体のエネルギー変換工学	森北出版(株)	1986. 2
永花前	田岡野	秀一	一裕夫	高速度比で混合する凝縮気液二相流の流動特性について(第1報)	日本機械学会北海道支部第27期総会講演会講演論文集	No. 862- 1 (1986. 3. 8)
広前花	瀬野岡	一	学夫裕	放電混合型 CO ₂ 高速気流レーザーに関する研究(第1報)	日本機械学会北海道支部第27期総会講演会講演論文集	No. 862- 1 (1986. 3. 8)
中前花	村野岡	浩一	晃夫裕	急減圧時の液体自己沸騰現象について	日本機械学会北海道支部第27期総会講演会講演論文集	No. 862- 1 (1986. 3. 8)
前野	一	夫		レーザー推進に用いる高出力レーザーについて	宇宙ステーション講演会論文集	1985年 4 月 16・17日 p.218-219
前野	一	夫		R-12低温気液平衡相中での衝撃波反射と蒸気泡の崩壊	宇宙科学研究所衝撃工学シンポジウム講演論文集	1985年 9 月 27・28日 p.17-20
前野	一	夫		低温 R-12気液平衡相中の衝撃波伝播について	第17回流体力学講演会講演集	1985年10月 17・18日 p.170-173
前野	一	夫		局所平衡仮定下の CO ₂ -N ₂ 非定常準一次元流解折法の改良	「空気力学における数値シミュレーション」シンポジウム論文集	1986年 2月3日 p.153-156
広前花	瀬野岡	一	学夫裕	放電混合型 CO ₂ 高速気流レーザーに関する研究(第1報)	日本機械学会道支部総会(第27期)講演論文集	No. 862- 1 (1986年 3月8日) p.55-57
中前花	村野岡	浩一	晃夫裕	急減圧時の液体自己沸騰現象について(第1報)	日本機械学会道支部総会(第27期)講演論文集	No. 862- 1 (1986年 3月8日) p.94-96
前野	一	夫		高温気体力学分野の企画調査; 放電励起型レーザーなどへの応用	先端的数値流体力学推進に関する企画調査研究(昭和60年度科研費総合(B)調査資料集)	1986年 2 月 p.20-23

Kazuo MAENO	Advanced Scheme of CO ₂ Laser for Space Propulsion	Space Solar Power Review	vol. 5 (1985) p.207-211
Kazuo MAENO Susumu ORIKASA	Study on Shock Wave in Low Temperature Gas by Means of Non-Diaphragm Shock Tube	Proceedings of 15th, International Symp. on Shock Waves and Shock Tubes	To be Published. (Symp. on July 28-Aug.2, 1985)
Kazuo MAENO	Non-Diaphragm Shock Tube and Shock Waves in Low Temperature Gases (First report)	Memoirs of Muroran Inst. of Technology	Vol.35 (1985) p.81-93
正 田 弘 光	非干渉化問題における Howze-Pearson Compensator について	計測自動制御学会 第14回制御理論シン ポジウム	昭和60年 5月23日
渡 辺 剛 志 正 田 弘 光	システムの特性変動に対する非干渉制御系の安定性と感度	同 上	昭和60年 5月25日
正 田 弘 光	ブロック非干渉化問題への Howze-Pearson Compensator の拡張	第24回計測自動制御 学会学術講演会	昭和60年 7月26日
渡 辺 剛 志 正 田 弘 光	システムの特性変動に対する非干渉制御系の安定性と感度(続報)	同 上	昭和60年 7月26日
渡 辺 剛 志 正 田 弘 光	システムの特性変動に対する非干渉制御系の安定性と感度(第3報)	第18回計測自動制御 学会北海道支部学術 講演会	昭和61年 2月2日
正 田 弘 光	非干渉化問題における Howze-Pearson Compensator	計測自動制御学会論 文集	第22巻2号 昭和61年 2月
野 作 義 則 田 頭 孝 介	X線回折法による正極点図の作成	金属(アグネ)	55巻(1985) 4号p.22-26
世 利 修 美 田 頭 孝 介	アルミニウム電解コンデンサのエッチイング効果に及ぼす環境処理の影響	精機学会北海道支部 講演概要集(釧路)	60.9.16
Kohsuke TAGASHIRA Masachika MASUDA Kazuyuki KIKUCHI	Grain Growth of Al Sheets During Strain Annealing Process in Temperature-gradient Furnace	Memoire of the Muroran Inst. of Technology (Science and Engineering)	Vol.35 (1985) p.95-106
田 頭 孝 介 佐 藤 一 則 住 夫 行	Fe-Mn-N 合金の焼き入れ時効過程における電気抵抗率変化及び冷延板の再結晶集合組織	日本鉄鋼協会第6回 低炭素鋼板研究委員 会	資料No.26 (S 61.12)
村 本 和 夫 田 頭 孝 介 菊 地 千 之	MnS-Pb 複合快削鋼の切削機構に関する研究	精密工学会春期大会 講演概要集(東京)	S 61.3.28
世 利 修 美 蒔 苗 孝 介 田 頭 子 昇	工業用純アルミニウムの腐食におよぼす鉄とけい素の効果	日本軽金属学会秋季 大会概要集(秋田)	S 60.11.12
田 頭 孝 介 佐 藤 一 則 住 夫 行	Fe-Mn-N 合金の焼き入れ時効時の電気抵抗変化	精機学会北海道支部 講演概要集(釧路)	S 60.9.16

田頭孝介 鴨田秀一 橋本(道工) (芝浦工大)	電子ビーム溶接した球状黒鉛鋳鉄の継手強度に関する研究	精機学会北海道支部講演概要集(釧路)	S 60. 9 .16
佐藤一雄 田頭孝介 住川則行 早川千之 菊地千之	Fe-Mn-N 合金の冷延・再結晶集合組織に及ぼす冷延前焼入処理の影響	日本金属学会北海道支部講演概要集(札幌)	S 60.11.15
佐藤一雄 田頭孝介 住川則行 早川千之	Fe-Mn-N 合金の焼入時効における固溶 Mn と固溶 N の挙動	日本金属学会北海道支部講演概要集(札幌)	S 60.11.15
媚山政良 早水野政友 (工学院) 城本義光 (室蘭技術プラザ) 矢島清孝 (室蘭市役所) 八田昭七 (ホクレン総研) 橋本良明 (橋本土木) 永石孝一 (橋本土木)	ヒートパイプを利用した冬期冷熱蓄熱システム氷室の開発	日本機械学会講演論文集	862-3 (1985. 9)
媚山政良	放射熱伝達の解析に用いるモンテカルロ法の演算時間の短縮に関する検討	日本機械学会講演概要集	第63期全国大会 (1985.10)
媚山政良	火炎の燃焼 — 熱伝達特性に関する研究(第3報, 相似噴流火炎に及ぼす燃焼室内圧力の影響について)	室蘭工業大学研究報告(理工編)	35 (1985.11)
媚山政良	放射熱伝達の解析(第6報, 平行平板間, 放射-対流共存熱伝達における加熱壁と冷却壁の差異について)	室蘭工業大学研究報告(理工編)	35 (1985.11)
媚山政良	放射熱伝達の解析に用いるモンテカルロ法の演算時間の短縮に関する検討	日本機械学会論文集	52-473(B) (1986. 1)
媚山本政良 橋本良明 (橋本土木)	蓄冷システム「氷室計画」の概要について	日本伝熱研究会北海道グループ研究会	(1986. 2)
世増利修 子(東京大学)	アルミニウム材料の腐食における中間析出物の役割	第32回腐食防食討論会(札幌)	(1985) ,491
世田利修 頭孝美 介	アルミニウム電解コンデンサーのエッチング効果に及ぼす環境処理の影響	精機学会北海道支部学術講演(釧路)	(1985) ,145
世苗利修 田頭孝美 介	工業用純アルミニウムの腐食におよぼす鉄とけい素の効果	第69回軽金属秋期大会講演(東京)	(1985) ,113

応用物性学科

R. KAWASHIMA K. SUZUKI	Temperature Dependence of Optical Absorption near the Order-Disorder Phase Transition of Sodium Nitrate	J. Phys. Soc. Jpn.	52(1983) 1857
川島利器 鈴木和郎 勝木喜一郎 土橋玉之博 内海豊博	RbNO ₃ の相転移点近くの電気的性質と光吸収	日本物理学会	1984年10月
R. KAWASHIMA K. KATSUKI K. SUZUKI	Electric and Optical Properties near the Successive Phase Transition Points of Rubidium Nitrate Crystal	J. Phys. Soc. Jpn.	54 (1985) 2057
R. KAWASHIMA K. SUZUKI	Temperature Dependence of Optical Absorption near the Structural Phase Transition of Potassium Nitrate	Phys. Stat. Sol.	(b) 129 (1985) 237
R. KAWASHIMA K. KATSUKI A. FUKUDA K. SUZUKI	Anomalous Temperature Dependence of Absorption Edge near the II → I Phase Transition Point of CsNO ₃ crystal	Phys. Lett.	111 A (1985) 304
川島利器 笹吉規雄 中田明宏 福勝和治 鈴木一郎	硝酸アルカリ結晶の相転移点での光学的性質 (LiNO ₃ , CsNO ₃)	日本物理学会	1985年10月
川島利器 内坂海博 坂下敦宏 高橋一幸 平井明治 福勝喜一郎 鈴木和郎	硝酸アルカリ結晶の相転移点での電気的性質 (RbNO ₃ , CsNO ₃)	日本物理学会	1985年10月
R. KAWASHIMA	Optical Absorption Near the Melting Point of LiNO ₃ crystal	Solid State Commun.	57(1986) 265
R. KAWASHIMA	Temperature and Frequency Dependence of Electric Property near the First Order Phase Transition Point of CsNO ₃ crystal	J. Phys. Soc. Jpn.	55(1986) 1034
川島利器 内海博 福田明治 勝木喜一郎	硝酸ルビジュウム結晶の逐次相転移におけるイオン伝導	応用物理学会北海道支部会	1986年1月
井川哲 佐々木直樹 松島範男 (札幌医科大学) 山村秀美	骨の力学的性質の異方性とアパタイトの選択配向	日本生物物理学会第23回年会 (9/23 ~ 9/25, 1985, 札幌)	(予稿集) 25, S 193 (1985)
佐々木直樹 平井克幸 坂倉賢一 西山田登 (北大・医)	変形下及び応力緩和過程に於ける無定形高分子の分子運動	第34回高分子討論会 (9/26 ~ 9/28, 札幌)	(子稿集) 34 2321-2324 (1985)

Naoki SASAKI Noboru NISHIDA Shigeatsu YAMAGUCHI (Hokkaido Univ.)	Molecular Motions in Elastomers under De- formation and during Stress Relaxation	Japan-US Polymer Symposium (Oct.29-Nov.1, 1985, Kyoto)	(Preprint) 225-226 (1985)
佐々木 直 樹 延 与 篤 志 福 田 明 治	骨の力学的性質と吸着水	昭和60年度生物物理 学会北海道支部例会 (3/16, 1986, 札幌)	
Noboru NISHIDA Masaki MURAI Naoki SASAKI	Viscoelastic and Thermoelastic Properties of General Purpose Commercial Vulcanized Natural Rubber	J. Appl. Polym. Sci.	30 1333-1343 (1985)
Naoki SASAKI Toshiro IWABUCHI	Effect of Strain on Molecular Motions of Elas- tomers in Flow Region	Rep. Prog. Polym. Phys. Jpn	28,289-290 (1985)
Naoki SASAKI Kenichi ITAKURA	Dielectric Measurements of Elastomers during Mechanical Relaxation	Rep. Prog. Polym. Phys. Jpn	28,361-364 (1985)
Naoki SASAKI Norio MATSUSHIMA (Sapporo Med. Col.) Ryuji KOJIMA Hidemi YAMAMURA	Mechanical Properties of Bone and Resine- permeated Collagen	Rep. Prog. Polym. Phys. Jpn.	28,573-576 (1985)
Naoki SASAKI Kenichi ITAKURA Shinichi MIYATAKE	Dielectric Relaxation Spectrum of Polychlo- roprene in a Stress Relaxation Process	Polym. Commun.	27,69-71 (1986)
永 田 正 一 野 崎 口 歩 谷 哲	低温蒸着法による Ag および Pd 薄膜の電気 抵抗	第46回応用物理学会 学術講演会	1985.10. 4
Shoichi NAGATA	Thermal Fluctuations in Pb-Ag-Pb (SNS) Josephson Junctions in Magnetic Fields	J. Phys. Soc. Jpn.	54,3061 (1985)
永 田 正 一	ジョセフソン効果における磁場中での熱的ゆ らぎ	第21回応用物理学会 北海道支部学術講演 会	1986. 1 .31
宮 崎 雅 年 永 田 正 一 谷 口 哲	非晶質合金 FeBSi, CoFeSiB の磁化における スピン波励起による $T^{5/2}$ 項の影響	第21回応用物理学会 北海道支部学術講演 会	1986. 1 .31
H. FUJIWARA K. NAKAGAWA	Phase Conjugation in Fluorescein Film by De- generate Four-Wave Mixing and Holographic Process	Optics Communica- tions	55巻, 6 号 386~390 1985

片岡一和 藤原裕夫	色素薄膜による位相共役波の時間応答特性と りん光寿命の関係	第46回応物学会学術 講演会(於京都大学)	1985年10月
玉置充 宮永滋 藤原裕己	リーキーモードによる薄膜の膜厚, 屈折率分 散測定	第21回応物学会北海 道支部学術講演会 (於北海道大学)	1986年1月

エネルギー工学科

Tadao KENJO	The Effect of Thickness on the Performance of PTFE-bonded Raney Nickel Hydrogen Electrodes	J. Electrochem. Soc.	132,(7) 1583(1985)
Tadao KENJO	Current-limiting Factors in PTFE-bonded Raney Nickel Hydrogen Electrodes	J. Electrochem. Soc. Jpn.	53,(12) 957(1985)
見城忠男 吉田剛 丸山俊夫 斎藤安俊	$\text{La}_{1-x}\text{Sr}_x\text{FeO}_3/\text{ZrO}_2$ 系高温空気電極	電気化学	54巻1号 p.60(1986)
田辺博義 福島清太郎	“薄膜固体電解質/電極界面における酸素電 極反応”	日本化学会誌	(5) p.807- 813(1985)
田辺博義 福島清太郎	“ニッケル系二元複合酸化物薄膜電極上での 酸素発生反応”	日本化学会誌	(12) p.2219- 2225(1985)
Toshiharu SUGAI (大阪大) Ichimin SHIROTANI	Raman and Infrared Reflection Spectroscopy in Black Phosphorus	Solid state Commun.	53,753 (1985)
Takashi TAKAHASHI (東北大) H. TOKAILIN (東北大) S. SUZUKI (東北大) Takashi SAGAWA (東北大) Ichimin SHIROTANI	Electronic Band Structure of Black Phosphorus Studied by Angle-resolved Ultraviolet Photo- electron Spectroscopy	J. Phys. C : solid state Phys.	18,825 (1985)
Haruki KAWAMURA (金材研) Ichimin SHIROTANI Kyoji TACHIKAWA (金材研)	Anomalous Superconductivity and Pressure Induced Phase Transitions in Black Phos- phorus	Solid state Commun.	54,775 (1985)
城谷一民	高温, 高圧下における黒リンの単結晶の育成	月刊フィジックス	6,381 (1985)
城谷一民	新しい有機超伝導体	高分子	34,538 (1985)
城谷一民	高圧下の物性—黒リンと白金—ジメチルゲ リオキシム錯体を中心に—	現代化学	172,(7) 14(1985)

川 村 春 樹 (金材研)	高压下の黒リンの超伝導	固体物理	20,735 (1985)
城 谷 一 民 太刀川 恭 治 (金材研)			
川 村 春 樹 (金材研)	高压下の黒リンの超伝導	月刊フィジックス	6,409 (1985)
城 谷 一 民 太刀川 恭 治 (金材研)			
Ichimin SHIROTANI	Dynamical Behavior of Pressure Induced Phase Transition in Black Phosphorus under Hydrostatic Pressure	Photon Factory Activity Report	3,123 (1985)
Zidong HAO			
Osamu SHIMOMURA (無機材研)			
Kenichi ITAKURA			
Haruki KAWAMURA (金材研)			
Seitaro FUKUSHIMA			
Syun-iti AKIMOTO (東京大)			
Takashi TAKAHASHI (東北大)			
Y.HAYASHI ()			
H.TOKAILIN ()			
H. ASAHINA ()	Electronic structure of Black Phosphorus studied by Angle-resolved Photoemission and Polarized soft x-ray Emission and Absorption	Proceedings of the 17th International Conference on the physics of semiconductors Edited by J.D. Chadi and W.A. Harrison	1071 (1985)
Akira MORITA ()			
Takashi SAGAWA ()			
Ichimin SHIROTANI			
城 谷 一 民			
城 谷 一 民	高压下における黒リンの超伝導と相転移	文部省科学研究費補助金(特定研究「分子集合体の高次組織と機能」)	(1985)
城 谷 一 民	黒リンの異常な超伝導の出現機構	昭和60年度文部省科学研究費補助金研究成果報告書(一般研究B)	(1985)

城佐西福梶井	谷藤原口	一久かほる	民樹夫	トリフエノジチアジン薄膜の性質	日本化学会誌, 論文特集「導電材料とその応用」	485(1986)
城鈴稲福秋	谷本川島本	一敏郁清俊	民永広夫	白金—ジオキシム錯体の圧力誘起吸収帯と抵抗異常	日本化学会第50春季年会	1985
城辻郝稲福下八秋	谷川島本	一和志郁清健俊	民彦東夫	室温および液体窒素温度下における黒リンの圧力誘起相転移	同 上	同 上
城田梶秋	谷原本	一和俊	民彦峻一	高温, 高圧下における黒リン—ヒ素合金の合成	同 上	同 上
稲城鈴	川谷本	郁一敏	夫民広	高圧下における芳香族結晶の吸収スペクトル	同 上	同 上
城辻城郝稲福下川太刀川	谷川島村	一志郁一清春恭	民彦民東夫	黒リン単結晶の構造と物性	日本化学会第51秋季年会	同 上
				低温, 高圧下における黒リンの相転移と異常な超伝導	日本物理学会第40年会	1985

城下 谷村 (無機材研) 和彦 (慶応大) 村春樹 (金材研) 島本俊一 (東京大)	民東理	高压下における黒リンの相転移	日本物理学会秋の分科会	(1985)
鈴木 城谷 鈴木 福島	一敏 (東京大) 清太郎	高压下における一次元白金—グリオキシム錯体の電氣的・光学的異常	同上	1985
城下 板倉 福下 川村 (無機材研) 春樹 (金材研) 和彦 (慶大) 秋本俊一 (東京大)	民東理	静水压下における黒リンの圧力誘起相転移の動的過程	第三回フォトンファクトリーシンポジウム	1985

数物系 (数学, 物理学)

Takanori IGARASHI	On the areal space based on a fundamental function $F = \alpha^2 \beta^{-1}$	Tensor, New Series	Vol.41 No. 3 p.258-260
保志賢介 木谷利文 毛利信一 (東京大) 西原美一 (電総研) 山口祐二 (電総研)	$Hf_{1-x}Ta_xFe_2$ の磁気転移温度の圧力効果	第40回日本物理学会年会	1985. 4. 2
保志賢介 宮崎雅 大谷泉口 年卓哲	液体急冷法による非晶質合金薄帯 $Fe_{78}B_{13}Si_9$ の磁化分布	日本金属学会, 日本鉄鋼協会, 西北海道支部合同春季講演大会	1985. 6. 7
Yuichi TAZUKE (Hokkaido Univ.)	Sp in Glass Behavior of Fe_xTiS_2	International Conference on Magnetism '85 (San Francisco)	1985. 8. 29
Toshihiro YOSHIOKA (Hokkaido Univ.)			
Kensuke HOSHI			

Kensuke HOSHI Humikazu KIYA Nobuo MORI (Tokyo Univ.) Yoshikazu NISHIHARA (Electrotech. Labo.) Yuji YAMAGUCHI (Electrotech. Labo.)	Pressure Induced Phase Transition of Ferro- magnetic $\text{Hf}_{0.9}\text{Ta}_{0.1}\text{Fe}_2$	Journal of the Physical Society of Japan	54, (10) 3683 (1985)
Yuichi TAZUKE (Hokkaido Univ.) Toshihiro YOSHIOKA (Hokkaido Univ.) Kensuke HOSHI	Sp in Glass Behavior of Fe_xTiS_2	Journal of Magnet- ism and Magnetic Materials	54-57,77 (1986)
山 中 厚 富 士 川 計 弘 司 喜 多 英 明 (北海道大学)	SPE 膜電極の挙動(18)(SPE膜の改質の影響)	電気化学協会秋季大 会講演集	1985年 10月1日
山 中 厚 富 士 川 計 弘 司 喜 多 英 明 (北海道大学)	SPE膜電極の挙動(17)(SPE膜抵抗低減の方法)	(日本化学会第51秋 季年会)化学関係学 会連合協議会研究発 表会	1985年 10月5日
山 中 厚 富 士 川 計 裕 美 鈴 木 多 英 明 (北海道大学)	Nafion 117既成膜の電導性	電気化学協会北海道 支部講演要旨集	1986年 1月17日
山 中 厚 鈴 木 裕 美 富 士 川 計 弘 司 喜 多 英 明 (北海道大学)	SPE 膜湿度センサーの試作	日本化学会北海道支 部講演要旨集	1986年 2月6日
金 属 工 学 科			
浜 口 由 和 桑 野 浦 寿 三 田 輝 立 山 田 雄 雄	HT-9 鋼の10 Mev プロトン照射効果	日本金属学会春期講 演大会	1985年4月
原 田 雄 樹 山 崎 三 浩 桑 野 由 寿 浜 口 浦 和 三 立	微小硬さと引張強さおよび脆化遷移温度との 関係	日本鉄鋼協会・日本 金属学会両北海道支 部合同春期講演大会	1985年6月

久山桑浜三	保崎野口浦	立三由	身浩寿和立	微小引張試験における引張強さの寸法効果	日本鉄鋼協会・日本金属学会両北海道支部合同春期講演大会	1985年 6 月
児桑浜	玉野口	尊由	嗣寿和	非晶質Fe ₈₀ -B _{20-x} -Ge _x 合金の結晶化過程	同 上	同 上
桑原浜三	野田口浦	雄由	寿樹和立	微小硬さ測定による鋼の延性—脆性遷移の検出	日本金属学会秋期大会講演概要	1985年10月 p.550
児浜桑	玉口野	尊由	嗣和寿	Fe-B-Ge 非晶質合金の結晶化	同 上	1985年10月 p.578
久桑浜	保野口	立由	身寿和	相似形状微小試験片における引張強度の寸法効果	同 上	1985年10月 p.551
浜桑久原	口野保田	由立雄	和寿身樹	フェライト鋼の11 Mev プロトン照射効果	同 上	1985年10月 p.515
浜菅三桑上三	口原沢野出浦	由英俊英	和夫平寿彦立	ベビーサイクロトロンによる水素照射がフェライト鋼の延性脆性遷移現象に及ぼす効果	昭和60年度文部省科学研究費補助金研究成果報告書	1985年 3 月 p.94
H. KUWANO				Moessbauer Effect Study on the Miscibility Gap of the Iron-Chromium Alloys	Trans. JIM	26 (1985) 473
H. KUWANO				Moessbauer Effect Study on the Miscibility Gap of the Phase Deconposition in Iron-Chromium Alloys	Trnas. JIM	26 (1985) 482
H. KUWANO				Moessbauer Effect Study on the Nucleation-Growth Type phase Decomposition in an Fe-36at%Cr Alloy	Trans. JIM	26 (1985) 721
H. KUWANO				Moessbauer Effect Study on the Spinodal Decomposition in an Fe-56at%Cr Alloy	Trans. JIM	26 (1985) 736
Y. HAMAGUCHI H. KUWANO H. KAMIDE R. MIURA				Effet of Proton Irradiation on the Hardening Behavior of HT- 9 steel	J. Nucl. Mater.	133 & 134 (1985) , 636
劉 世 程 浜 口 由 桑 野 寿				Fe-Cr-Mo合金における中間相の存在状態	日本鉄鋼協会・日本金属学会両支部合同秋期講演大会	1985年11月
田 中 雄 一 葛 間 瀬 裕 (株)村瀨鉄工所 平 岡 武 (日本ピストンリング)				イナータガスアーク再溶融法による球状黒鉛 鋳鉄の表面硬化	鋳物	21.10 (1985) , 653
田 中 雄 一 平 岡 武 (日本ピストンリング)				鋳鉄の局部再溶融チル組織に及ぼす黒鉛形状 の影響	日本鋳物協会第107 回全国講演大会	1985. 5 .16

齊藤 徹 (大学院)	田 中 雄 一	鑄鉄溶湯の熱分析による C, Si の定量	日本鑄物協会・北海道支部大会	1985. 6. 23
	田 中 雄 一	強化球状黒鉛鑄鉄の強度特性	日本鑄物協会・北海道支部会報	No. 74 (1985), 15
	田 中 雄 一	球状黒鉛鑄鉄の機械的性質に及ぼすベイナト量の影響	日本鑄物協会・球状黒鉛鑄鉄の材質高級化研究部会報告	(1985), 59
	田 中 雄 一	球状黒鉛鑄鉄の基地組織微細化熱処理とその機械的性質	同 上	(1985), 151
	田 中 雄 一	鑄物便覧(改訂 4 版)分筆	丸善	1986
	田 中 雄 一	球状黒鉛鑄鉄の材質高級化	日本鑄物協会・北海道支部, 鑄鉄・鑄鋼研究会	1985.12.13 (資料番号 No.60-21)
桃宮 野元 正 圓 坂 敏 博 (阪大)		チタン箔インサートによる6063合金と S 20 C 鋼の拡散溶接	第68回軽金属学会春期講演大会	1985. 5. 15
桃宮 野元 正 山 口 由 和 山 田 輝 雄 (日鋼)		中性子ラジオグラフィーによる凝固欠陥の検出	日本金属学会・日本鉄鋼協会両北海道支部合同春季講演大会	1985. 6. 7
桃宮 野元 正 山 坂 元 博		チタン箔インサートによるアルミニウム合金と S 20 C 鋼の拡散溶接	同 上	同 上
桃 野 正		パーソナルコンピュータによる鑄造技術計算に関する 2, 3 の問題点	日本鑄物協会北海道支部研究発表講演会	1985. 6. 23
浜口 由 和 桃山 野 輝 正 山 田 輝 雄 (日鋼)		中性子および X 線ラジオグラフィーによる凝固欠陥の検出	日本鉄鋼協会北海道支部研究会製鋼分科会	1985. 8. 23
桃宮 野元 正 圓 坂 敏 男 (阪大)		Al-Al ₃ Ni 共晶複合材料の拡散溶接	軽金属	1985, (35) 329-335
桃宮 野元 正 圓 坂 敏 男 (阪大)		アルミニウムと鋼の拡散溶接	同 上	1985, (35) 396-404
桃新 野川 正 井 川 克 也 (東北大)		銅とチタンの拡散接合	日本金属学会第97回秋期講演大会	1985.10. 4
三三 沢 俊 平 三 上 裕 (院)		整列組織成長した耐微粉化性 LaNi ₅ -Ni 共晶系水素貯蔵合金の製造	同 上	同 上
小川 孝 寿 (日鋼)				
桃野 正				
桃新 野川 正 井 川 克 也 (東北大)		球状黒鉛鑄鉄とチタンの拡散接合	日本鑄物協会第108回全国講演大会	1985.10.10

桃曹井	野川克正 (東北大)	Al-Cu 合金鑄塊の重力偏析と逆偏析について	第69回軽金属学会秋期講演大会	1985.11.13
三三桃小	沢上俊平 野川孝正 (日鋼)	耐微粉化性にすぐれた $\text{LaNi}_5\text{-Ni}$ 共晶系水素貯蔵合金の製造と水素化特性	日本金属学会・日本鉄鋼協会 両北海道支部合同秋季講演大会	1985.11.14
桃吉	野江和正彦	鉄基合金とチタンの拡散接合	同 上	1985.11.15
三竹安三	沢島俊平 達隆勝立 (日鋼室蘭)	照射用フェライト鋼小型試片の水素透過に及ぼす焼きもどし温度の影響	日本金属学会春期(第96回)大会	1985.4.3
Toshihei MISAWA Hideo SUGAWARA Ritsu MIURA (日鋼室蘭) Yoshikazu HAMAGUCHI		Small Specimen Fracture Toughness Tests of HT-9 Steel Irradiated with Protons	Journl of Nuclear Materials	133 & 134 313-316 (1985)
三	沢俊平	水素貯蔵合金の水素吸収・放出	第17回オーロラセミナー	1985.7.28
三	沢俊平	高張力鋼の腐食疲労き裂進展に及ぼすカソード防食効果と腐食生成物性状	科学研究費総合(A)・第2回研究討論会	1985.8.1
三森小笠菅	沢山俊平 原真樹夫 原真英	HT 80鋼の人工海水中腐食疲労き裂進展に及ぼすカソード防食電位の影響	第32回腐食防食討論会	1985.8.26
三	沢俊平	水素貯蔵合金 — その基礎と応用	日本化学会北海道支部夏期セミナー 「先端材料の基礎と応用」	1985.9.20
三	沢俊平	鉄鋼の海洋環境破面写真集 (Vol. 1) (分担執筆)	日本鉄鋼協会・日本金属学会・日本学術振興会 — 鉄鋼の環境強度部会	1985.9.20
三三小桃	沢上俊平 川孝正 (日鋼室蘭) 野正	整列組織成長した耐微粉化性 $\text{LaNi}_5\text{-Ni}$ 共晶系水素貯蔵合金の製造	日本金属学会秋期(第97回)大会	1985.10.4
三三桃小	沢上俊平 野川孝正 (日鋼室蘭)	耐微粉化性にすぐれた $\text{LaNi}_5\text{-Ni}$ 共晶系水素貯蔵合金の製造と水素化特性	日本金属学会・日本鉄鋼協会 両北海道支部合同秋季講演大会	1985.11.14

三 沢 俊 平	人工海水中腐食疲労き裂進展とカソード防食効果	鉄鋼の環境強度部会 第2回シンポジウム —鉄鋼の海洋環境 共通試験とその解析—	1985.11.21
Toshihei MISAWA Yoshikazu HAMAGUCHI	Miniature Specimen Tests for Evaluating Fracture Resistance with Radiation and Hy- drogen Embrittlements in Ferritic Steel	International Con- ference on Fatigue, Corrosion Cracking, Fracture Mechanics & Failure Analysis, Salt Lake City, USA	1985.12. 4
三 沢 俊 平 菅 原 隆 斎 藤 達	フェライト系ステンレス鋼の微小試験片によ る破壊靱性評価および2,3の電気化学的性 質	第21回腐食防食研究 会	1986. 1 .18
三 沢 俊 平	電気化学的方法によるステンレス鋼のミクロ 偏析帯の検出とその組織制御への応用	昭和60年度科学研究 費補助金一般研究(C) 研究成果報告書	1986. 3
浜 口 山 和 菅 原 俊 夫 三 桑 野 平 上 出 彦 三 浦 英 立 三 (日鋼室蘭)	ベビーサイクロトロンによる水素照射がフェ ライト鋼の延性脆性遷移現象に及ぼす効果	昭和60年度科学研究 費補助金エネルギー 特別研究(核融合)研 究成果報告書	1986. 3
三 沢 俊 平	高張力鋼の腐食疲労き裂進展に及ぼすカソー ド防食効果と反応生成物性状	昭和60年度科学研究 費補助金総合研究(A) 研究成果報告書	1986. 3
三 沢 俊 平	微小試験による破壊靱性評価	科学研究費総合研究 (A)「加速粒子による 材料照射効果の評価 法標準化に関する研 究」報告会	1986. 3 .13
片 山 博	クロム鉱石の固相域における炭素還元 (宗宮 重行編：クロム—資源と利用—の分担執筆)	内田老鶴圃	1985
片 山 博 徳 田 昌 則 (東北大選研)	クロマイトの炭素還元における律速過程	鉄 と 鋼	71 1094-1101 (1985)
片 山 博 徳 田 昌 則 (東北大選研)	炭材内装クロム鉱ベレットの還元に及ぼす雰 囲気ガスの影響	同 上	71 1607-1614 (1985)
曹 定 (中国船舶公司) 博彦 片 山 章 田 中 彦	CaO-MgO-Fe ₂ O ₃ -SiO ₂ 系スラグと溶鉄間のり んの分配	同 上	72,225-232 (1986)
片 山 博	合成鉄クロマイトベレットの水素還元速度	同 上	72,396-402 (1986)
吉 田 英 明 佐 々 木 達 也 田 山 中 章 彦	溶融銑鉄中への炭素鋼の溶解速度	日本鉄鋼協会北海道 支部春季講演会	1985. 6 . 7

Dynamic Stress–Strain Diagrams for Copper, Aluminium and Lead····· Masashi Daimaruya, Masachika Naitoh, Kouhei Hamada, Kazuyuki Sasaki and Shigeru Onozaki	219
Studies on Pseudo–Shock Waves (1st Report, On the Locations and Shapes of Pseudo– Shock Waves in Straight Rectangular Ducts) ·····Hiromu Sugiyama, Hideki Taketa, Jianping ZHANG and Masato Sekiyama	231
An Experimental Study on Gas–Particle Supersonic and Subsonic Flows Past Blunt Bodies ····· Hiromu Sugiyama, Akihiko Takimoto, Takahiro Shirota and Hiromichi Doi	241
"Experiments on Shock Wave Propagation in Low Temperature Gases and Vapor Bubble Collapse in Liquid R–12"····· Kazuo Maeno, Yasushi Shizukuda and Yutaka Hanaoka	253
An Investigation on Electric Discharge Type CO ₂ Mixing Supersonic Flow Laser (1st Re- port : Theoretical Basis of CO ₂ Supersonic Laser and Applicational Experiment of Super- sonic Flow CO ₂ EDL) ····· Kazuo Maeno, Manabu Hirose and Yutaka Hanaoka	281
Sulphur and Oxygen Equilibria between Liquid Iron and CaO–MgO–FeO–SiO ₂ Slag Satu- rated with MgO ····· Ting TSAO, Kazuhiro Imai and Hiroshi G. Katayama	307

昭和61年11月26日 印 刷
昭和61年11月30日 発 行 (非売品)

編 集 兼 室 蘭 工 業 大 学
発 行 所

印 刷 所 室 蘭 印 刷 株 式 会 社
室 蘭 市 本 町 2 丁 目 5 番 1 号
T E L (代) 2 4 - 5 1 4 1